

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI

Fakulta strojní

Katedra strojírenské technologie



**TEPELNÉ A TLAKOVÉ POMĚRY V SOUSTAVĚ ODLITEK - FORMA
PŘI VYSOKOTLAKÉM LITÍ SLITIN HLINÍKU S KŘEMÍKEM**

**THE THERMAL AND PRESSURE CONDITIONS IN THE SYSTEM
CASTING – CASTING TOOL DURING THE HIGH PRESSURE DIE
CASTING OF THE ALLOYS OF ALLUMINIUM WITH SILICON**

UNIVERZITNÍ KNIHOVNA
TECHNICKÉ UNIVERZITY V LIBERCI



3146088109

Doktorandka: Ing. Iva Nováková

Školitel: Prof. Ing. Iva Nová, CSc.

Vedoucí katedry: Doc. Dr. Ing. Petr Lenfeld

Poděkování

Děkuji své školitelce paní Prof. Ing. Ivě Nové, CSc. za odborné rady, které přispěly ke vzniku této práce a všem kolegům, kteří mi pomáhali při provádění experimentů.



Abstrakt

Práce se zabývá tepelnými a tlakovými poměry v soustavě odlitek – forma při vysokotlakém lití tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru ze slitin hliníku s křemíkem a jejich vlivem na mechanické vlastnosti odlitků. Detailně je studován vliv tzv. dotlaku na strukturu odlitků popsanou ekvivalentním průměrem plochy primární α -fáze, na jejich mez pevnosti v tahu a na tvrdost dle Brinella.

Přípravě experimentu využitého k formulaci závěrů předchází rešerše obecných teoretických poznatků o vlivu tepelných a tlakových poměrů v soustavě odlitek-forma při vysokotlakém lití na utváření struktury odlitků. Hlavní pozornost je věnována sestavení tepelné bilance tlakové licí formy a vlivu dotlaku na strukturu odlitků.

Pro vlastní experiment realizovaný v reálných výrobních podmínkách jsou použity dva typy tlakových výpadů odlitých při třech různých hodnotách dotlaku. Použité tlakové licí formy jsou v obou případech čtyřnásobné. Pro oba typy tlakových výpadů je výpočtem stanovena tepelná bilance formy. Vzorky ke studiu struktury a mechanických vlastností jsou odebrány z předem definovaných míst, data získaná měřením jsou statisticky zpracována, jsou stanoveny regresní závislosti studovaných vlastností na dotlaku a t-testy je ověřována zaměnitelnost odlitků na tlakovém výpadu.

Předkládané výsledky jsou doloženy obrázky metalografických struktur sledovaných vzorků.

Klíčová slova: slitiny hliníku, vysokotlaké lití, dotlak, struktura, mechanické vlastnosti



Abstract

The paper is concerned with thermal and pressure conditions in the system casting and die - casting tool during the high pressure die casting of thin-walled castings of a flat form from the alloys of aluminium with silicon and with their impact on mechanical properties of the castings. There is detailed studied the impact of so called dwell pressure on the structure of the castings described by the equivalent diameter of the surface area of the primary α -phase, on their ultimate tensile strength and on the Brinell hardness.

The preparation of the experiment used for the formulation of the conclusions is anteceded by an information retrieval of general theoretical knowledge of impact of thermal and pressure conditions in the system casting – casting tool during the high-pressure casting on the formation of the structure of the castings. The main attention is paid to the drawing a thermal balance of the die-casting tool and impact of dwell pressure on the structure of the castings.

There are used two arts of shot cast during three various values of dwell pressure for the experiment realized in real production conditions. The used die – casting tools are in both cases four cavities tools. There is determined the thermal balance of the casting tool for both types of high – pressure die casting shots by calculation. The samples for the study of the structure and mechanical properties are taken from the predefined positions, the data obtained through the measurement are statistically processed, there are formulated the regressions of the studied properties on dwell pressure and there is verified the changeability of the castings in a cavity through the t-tests.

The presented results are illustrated with pictures of the metallographic structures of the samples in view.

Key words: aluminium alloys, high-pressure die casting, dwell pressure, structure, mechanical properties



OBSAH

Seznam použitých zkratk a symbolů	3
1. Úvod	6
2. Charakteristika technologie vysokotlakého lití	11
2.1 Tlakové licí stroje se studenou horizontální licí komorou	12
3. Slitiny hliníku pro tlakové lití	15
3.1 Charakteristika čistého hliníku	15
3.2 Přehled vybraných slitin hliníku	15
3.3 Slévárenské vlastnosti slitin hliníku	16
3.4 Fyzikální vlastnosti slitin hliníku	18
3.5 Slitiny na bázi Al-Si	18
3.6 Vliv tlaku na morfologii krystalické fáze	22
4. Tepelné poměry v soustavě odlitek – tlaková licí forma	23
4.1 Tepelná bilance tlakové licí formy	24
4.1.1 Stanovení množství tepla uvolněného odlitkem	26
4.1.2 Stanovení množství tepla odvedeného z formy	27
5. Fyzikálně-chemické zákonitosti krystalizace a tuhnutí slévárenských slitin v podmínkách zvýšeného tlaku	30
5.1 Specifika krystalizace kovů při zvýšeném tlaku	32
5.2 Specifika tuhnutí kovů při zvýšeném tlaku	37
6. Experiment - výchozí předpoklady	39
6.1 Popis provedeného experimentu	39
6.1.1 První krok – orientační experiment	40
6.1.2 Druhý krok experimentu	43
7. Experiment - podmínky realizace	44
7.1 Použitá slitina	44
7.2 Tlakový licí stroj	45
7.3 Tlaková licí forma	45
7.4 Termoregulační zařízení	47
7.5 Temperační médium	48
7.6 Ochranný nástřík líce formy	49
8. Stanovení tepelné bilance tlakové licí formy	50
8.1 Tepelná bilance tlakové licí formy Typ 1	54
8.2 Tepelná bilance tlakové licí formy Typ 2	58
8.3 Shrnutí výsledků výpočtu tepelné bilance	61



9.	Sledování vlivu velikosti dotlaku na strukturu výpadů	65
9.1	Metalografické hodnocení struktury výpadu Typ 1	66
9.2	Metalografické hodnocení struktury výpadu Typ 2	69
9.3	Shrnutí výsledků metalografického hodnocení struktury	71
10.	Sledování vlivu velikosti dotlaku na mechanické vlastnosti odlitků	77
10.1	Mechanické vlastnosti výpadu Typ 1	77
10.2	Mechanické vlastnosti výpadu Typ 2	80
10.3	Shrnutí výsledků studia mechanických vlastností odlitků	83
11.	Diskuse výsledků	88
12.	Závěr	101
13.	Seznam literatury	104

Seznam příloh



SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

A	- materiálová konstanta	[1]
G _S	- Gibbsova energie tuhé fáze	[J]
G _L	- Gibbsova energie taveniny	[J]
K ₀	- materiálová konstanta	[1]
K ₁	- materiálová konstanta	[1]
K ₂	- materiálová konstanta	[1]
K [*]	- koeficient tuhnutí odlitku	[s.m ⁻²]
L _{KR}	- latentní krystalizační teplo taveniny	[J.kg ⁻¹]
L _{vn}	- měrné skupenské teplo vypařování nástřiku	[J.kg ⁻¹]
M [*]	- molová hmotnost taveniny	[kg.mol ⁻¹]
M	- modul odlitku	[m]
N	- počet atomů kovu	[1]
Q	- celkové teplo uvolněné odlitkem	[J]
Q _{PŘ}	- teplo uvolněné z přehřáté taveniny	[J]
Q _{KR}	- teplo uvolněné při tuhnutí taveniny	[J]
Q _{CHL}	- teplo uvolněné při chladnutí odlitku	[J]
Q _{TR}	- teplo tření od kinetické energie pístu	[J]
Q _{sál}	- teplo odvedené do okolí sáláním	[J]
Q _{proud}	- teplo odvedené do okolí prouděním	[J]
Q _t	- teplo odvedené temperačním systémem	[J]
Q _{stroj}	- teplo odvedené vedením do rámu stroje	[J]
Q _{píst}	- teplo odvedené pístem stroje	[J]
Q _n	- teplo odvedené ochranným nástřikem líce formy	[J]
S	- plocha sálajícího tělesa	[m ²]
S _k	- teplosměnný povrch temperačního kanálu	[m ²]
S _{str}	- plocha styku formy s rámem stroje	[m ²]
S _Z	- povrch zárodku	[m ²]
T	- absolutní teplota	[K]
T _{KR}	- teplota krystalizace	[°C, K]
T _{KRt}	- teoretická teplota krystalizace	[°C, K]
T _L ^p	- teplota likvidu za působení tlaku	[°C, K]
T _L ⁰	- teplota likvidu bez působení tlaku	[°C, K]



T_F	- teplota líce formy	[°C, K]
T_{PF}	- teplota vnějšího povrchu formy, který je ve styku se strojem	[°C, K]
T_{PS}	- teplota povrchu stroje, který je ve styku s formou	[°C, K]
T_{vst}	- teplota média vstupujícího do temperačního systému	[°C, K]
$T_{výst}$	- teplota média vystupujícího z temperačního systému	[°C, K]
T_{ok}	- teplota okolí	[°C, K]
T_{sp}	- teplota povrchu sálajícího tělesa	[°C, K]
T_{tm}	- teplota temperačního média	[°C, K]
T_v	- teplota vypařování kapalné fáze nástřiku	[°C, K]
T_{np}	- počáteční teplota nástřiku	[°C, K]
U	- aktivační energie difúze atomů taveniny v blízkosti zárodků	[J.mol ⁻¹]
U_0	- aktivační energie při atmosférickém tlaku	[J.mol ⁻¹]
V	- počáteční objem taveniny	[m ³]
V_P	- objem kovu při působení tlaku	[m ³]
V_D	- objem jedné díry	[m ³]
V_Z	- objem zárodku	[m ³]
V_L	- molový objem v kapalném stavu	[m ³ .mol ⁻¹]
V_S	- molový objem v tuhém stavu	[m ³ .mol ⁻¹]
ΔG	- změna Gibbsovy energie	[J]
ΔG_D	- změna Gibbsovy energie potřebné pro vznik jedné díry	[J.m ⁻³]
ΔG_V	- změna Gibbsovy energie na vytvoření objemu zárodku	[J.m ⁻³]
ΔG_Z	- změna Gibbsovy energie pro vznik zárodku	[J.m ⁻³]
$\Delta H_{L,S}^0$	- změna entalpie při krystalizaci	[J.mol ⁻¹]
ΔS	- změna entropie	[J.mol ⁻¹ .K ⁻¹]
ΔT	- podchlazení ($\Delta T = T_{KRt} - T_{KR}$)	[°C, K]
ΔT_L	- zvýšení teploty taveniny v důsledku uvolňování L_{KR}	[°C, K]
ΔT^0	- podchlazení bez působení tlaku	[°C, K]
ΔT_L^P	- zvýšení teploty likvidu při působení tlaku	[°C, K]
ΔT_S^P	- zvýšení teploty solidu při působení tlaku	[°C, K]
c_n	- měrná tepelná kapacita nástřiku	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
c_S	- měrná tepelná kapacita materiálu v tuhém stavu	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
c_t	- měrná tepelná kapacita temperačního média	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
m_t	- hmotnost temperačního média	[kg]



m_n	- hmotnost nástřiku	[kg]
t_{cykl}	- čas pracovního cyklu	[s]
r	- poloměr krystalizačního zárodku	[m]
r_{KR}	- kritická velikost zárodku	[m]
k	- Boltzmanova konstanta $1,38 \cdot 10^{-23} \text{ J.K}^{-1}$	[J.K ⁻¹]
p	- tlak působící na taveninu	[Pa]
t	- doba tuhnutí odlitku	[s]
n	- součinitel kinetiky tuhnutí	[1]
r_0	- poloměr odlitku	[m]
v_{tv}	- rychlost tvorby zárodků	[m ³ .s ⁻¹]
v_{rz}	- rychlost růstu zárodků	[m.s ⁻¹]
α_s	- součinitel přestupu tepla sáláním	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
α_p	- součinitel přestupu tepla prouděním	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
α_v	- součinitel přestupu tepla z povrchu formy do rámu stroje	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
α_t	- součinitel přestupu tepla mezi lícem formy a temperačním médiem	[W.m ⁻² .K ⁻¹]
σ	- Stefan-Boltzmannova konstanta $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W.m}^2.\text{K}^{-4}$	[W.m ² .K ⁻⁴]
$\sigma_{\text{t-z}}$	- povrchové napětí na rozhraní tavenina – krystalický zárodek	[N.m ⁻¹]
ρ_1	- hustota taveniny	[kg.m ⁻³]
ρ_2	- hustota tuhé fáze	[kg.m ⁻³]
ξ	- tloušťka ztuhlé vrstvy odlitku	[m]
ε	- poměrná sálavost	[1]
ϑ	- úhel smáčení mezi taveninou a zárodkem	[°]
β	- koeficient	[1]

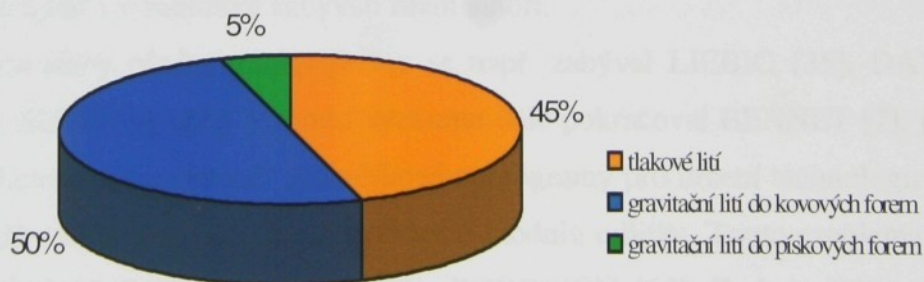


1. ÚVOD

Slévárenství se řadí mezi základní průmyslová odvětví, která mají značný podíl na výrobě dílů pro automobilový, letecký, elektrotechnický, strojírenský i spotřební průmysl. Velký objem výroby odlitků v automobilovém průmyslu zaujímá technologie vysokotlakého lití.

Vysokotlaké lití je způsob výroby odlitků, při kterém je roztavený kov v krátkém čase vstřikován do kovové formy velkou rychlostí, a v ní následně tuhne za působení vysokého tlaku, tzv. dotlaku (cca 60 - 100 MPa). V podstatě jedinou operací je tekutý kov v několika sekundách přeměněn v tvarově komplikovaný odlitek. Velká rychlost plnění a vysoký tlak umožňují odlévat tvarově velmi členité a tenkostěnné odlitky (tloušťka stěny 0,8 až 4 mm) s dobrou rozměrovou přesností a hladkostí povrchu. Tyto odlitky často nepotřebují žádné opracování mimo odstranění vtokové soustavy nebo otřepů. Aby bylo dosaženo ekonomičnosti výroby s minimálním podílem následných operací, je nutné vhodně přizpůsobit geometrii odlévaného dílu této technologii.

Počátky praktického využití technologie tlakového lití spadají do druhé poloviny 19. století. První odlitky lité pod tlakem byly kuličky do puškových nábojů a písmena pro tiskařský průmysl. Největší rozvoj této technologie nastal ve 20. století a to hlavně díky rozvoji automobilového a elektrotechnického průmyslu, kde se uplatňují tenkostěnné, tvarově velmi složité odlitky s vysokou užitnou hodnotou ze slitin neželezných kovů (hliníku, hořčíku, zinku, atd.). V ČR zaujímá v současné době tlakové lití slitin hliníku cca 45% z celkové produkce odlitků ze slitin hliníku, viz obr.1-1, a jeho podíl neustále roste [34].



Obr. 1-1 Schéma procentuálního zastoupení metod odlévání slitin hliníku [34]

Ke značnému rozšíření vysokotlakého lití napomáhají jeho výhody: vysoká tvarová a rozměrová přesnost odlitků, jejich velmi dobrá jakost povrchu, jejich dobré mechanické vlastnosti, vysoká produktivita práce, hospodárné využití roztaveného kovu, celkově menší náklady na výrobu odlitků, atd.



Tato technologie se vyznačuje i řadou nevýhod. Kromě vysokých nákladů na zhotovení tlakové licí formy a pořízení tlakového stroje (omezuje maximální velikost odlévaných odlitků), atd., je značnou nevýhodou této technologie vnitřní porezita odlitků. Velká rychlost proudění taveniny v zářezu vtokové soustavy tlakové formy ($10 - 100 \text{ m.s}^{-1}$) přispívá ke vzniku turbulentního proudění taveniny. Proudící tavenina uzavírá určitý podíl atmosféry (vzduchu z tlakové licí komory), který už nemůže uniknout a zůstává v odlitku, odlitky jsou potom porézní. Zvýšený tlak působící na tuhnoucí taveninu (dotlak) redukuje velikost plynových bublin na malou velikost. Vysokotlaké odlitky nemohou být tepelně zpracovávány (vytvrzovány) ani svařovány. Porezita odlitků vede ke snaze hledat úpravy technologie vysokotlakého lití, které by tuto nevýhodu eliminovaly (lití ve vakuu, squeeze casting, semi-solid casting a jejich modifikace).

Přehled vývoje a současného stavu problematiky vysokotlakého lití

Rozvoj technologie vysokotlakého lití vedl k nutnosti technologického a teoretického výzkumu vlastního procesu lití s cílem získat teoretické znalosti, které by pomohli řešit potřeby praxe. Česká republika patřila už před 2. světovou válkou v oblasti tlakového lití ke špičce, systém tlakových strojů se studenou komorou patentovaný Ing. Polákem se využívá dodnes. V 60. letech byl u nás odlit první tlakově litý blok motoru ze slitiny hliníku.

Publikace, které komplexně popisují technologii vysokotlakého lití, jsou ojedinělé. I v dnešní době nachází stále své uplatnění publikace VALECKÉHO [72] z roku 1963.

Sledováním vlivu různých technologických parametrů vysokotlakého lití (doba plnění dutiny formy, rychlost taveniny v zářezu, dotlak, pracovní teplota formy, atd.) na vznik kvalitního odlitku se u nás i v zahraničí zabývali různí autoři.

Problematikou *doby plnění dutiny formy* se např. zabýval LIEBIG [35], DAVOK [15], CZIKEL [11], SEGAWA [63]. V tomto výzkumu dále pokračoval BENNET [7], jehož práce se stala podkladem pro rozšířené průsečíkové nomogramy pro určení technologických parametrů na základě střední tloušťky, hmotnosti nebo modulu odlitku. Touto problematikou se dále zabývali BRUNHUDER [9], KOCH [33], ROBINSON [60]. Podrobnější výpočet uvádí BELOPUCHOV [5], který za předpokladu plnění dutiny formy taveninou ve směru od zářezu k nejvzdálenější části odlitku stanovil maximální kritickou rychlost lamelárního a disperzního plnění. KOCH [33], ROBINSON [60] a FROMMER [21] dospěli k závěru, že plnění dutiny formy pro odlitky deskovitého tvaru probíhá nerovnoměrně a odzadu.

Rychlost taveniny v zářezu v souvislosti s rychlostí pístu v licí komoře sledoval DAVIS [12] a ŘEZNÍČEK [62]. Souvislost mezi rychlostí plnění a tvarem zářezu ukazuje ve formě nomogramu KOCH [33].



Problematikou *dotlaku* (tlak působící na tuhnoucí taveninu) se zabýval KLEIN [32], BELOPUCHOV [6], LIEBHÄUSER [36], STUHLÍK [70], ŘEZNÍČEK [62]. Souvislost mezi hodnotou dotlaku a pevností odlitku v tahu sledoval RAGAN [57].

Velmi rozsáhlé práce byly zaměřeny i na *konstrukční řešení formy*, které ovlivňuje součinitel účinnosti plnění dutiny formy, např. DAVIS [13], [14], ZABEL [76] a MAGLIA [40], NOGOWIZIN [48], [50]. Umístěním a nasměrováním vtoků a zářezů se zabýval TAKACH [71], DAVIS [14], SIAUW [66]. V 80. letech minulého století byly na správnou konstrukci vtoků vypracovány výpočetní metody a programy, které uvádí např. COCKS [10], ZABEL [77], DAVIS [12] a PARK [66]. Optimalizací vtokové soustavy se dále zabýval HECKEL [26]. Zabíhavostí taveniny v dutině formy při tlakovém lití v souvislosti s kvalitou odlitku se zabýval RAGAN [56], který také v této souvislosti řešil správné ošetření formy. Sledováním životnosti pracovního povrchu tlakových forem se zabýval např. RAGAN [55] a NOGOWIZIN [49]. Tepelnou bilanci tlakové lící formy se zabýval KLEIN [32].

Podmínkami lití, které jsou především určeny činností plnicí části tlakového lícího stroje se zabývali např. MAGLIA [38], [40], ZABEL [76], kteří rozpracovali známé diagramy $p - v^2$, popř. $p - Q^2$. Správnou volbou hlavních parametrů tlakového stroje se také zabýval NOGOWIZIN [51].

Na začátku 80. let byla problematika tlakového lití zaměřena především na analýzu tepelných dějů, kterou popsal RIEGGER [59]. V 90. letech se výzkum tlakového lití zaměřil na simulaci tuhnutí odlitku, kterou se zabývali např. SHOUMEI [65], WESHAIN [74], NOVÁ a EXNER [46] a další, kteří postupně uplatňovali různé simulační výpočtové software, např. PROCAST, MAGMASOFT, WINCAST atd..

Za účelem zlepšení mechanických vlastností odlitků byl sledován i vliv působícího tlaku na proces tuhnutí slitiny a vliv hodnoty tohoto tlaku na mechanické vlastnosti odlitku. To jsou např. práce HOLEČKA [29], [30], PILÁRIKA [53], STANČEKA [67], [68], [69]. Vliv tlaku na krystalizaci popisují autoři např. MAGLIA [39], [41], GRÍGEROVÁ [23], [24], HOLMANOVÁ [27], DZUGAS [17], [18], [19], [73], FRANKLIN [20] BATYŠEV [2], MARKOV [42] atd. Experimenty byly prováděny na odlitcích zhotovených nejčastěji v laboratorních nebo poloprodučních podmínkách, nikoliv v podmínkách sériové výroby.

Neustálé zvyšování kvalitativních požadavků (např. pevnosti v tahu, tažnosti, rozměrové přesnosti, čistoty povrchu, těsnosti atd.) na tlakově lité díly vede k nutnosti dalšího výzkumu. Jak bylo uvedeno, z počátku se tento výzkum zabýval především optimalizací technologických parametrů samotného lití, dále modernizací tlakových lících strojů, optimalizací konstrukce formy pomocí simulačních výpočtů plnění a tuhnutí odlitků, vývojem separačních a mazacích prostředků apod.



V současné době se výzkum tlakového lití soustřeďuje nejen na tepelné a tlakové poměry v soustavě odlitek – forma a na jejich optimalizaci z pohledu maximální produkce, ale především na studium souvislostí mezi těmito poměry, na vliv těchto poměrů na krystalizaci a potažmo na mechanické vlastnosti tlakově litých dílů. Na tyto souvislosti je zaměřena i tato disertační práce.

Na kvalitu odlitků má při vysokotlakém lití vedle parametrů vlastního plnění dutiny formy (rychlost předplnění - V1, plnicí rychlost -V2 a bod přepnutí z V1 na V2- US) velký význam tlak působící na tuhnoucí odlitek v poslední fázi licího cyklu, tzv. **dotlak**. Dotlak je v současné době jedním z nejvíce diskutovaných parametrů vysokotlakého lití. Jeho vysoká hodnota na jedné straně snižuje životnost forem a zvětšuje prostoje tlakových licích strojů, na druhé straně zvyšuje dolití odlitků, zmenšuje objem vzduchu, který je ve ztuhlých odlitcích uzavřen a tím zvyšuje jejich kvalitu (pevnost, těsnost).

Proto za **předmět studia** této práce byl vybrán právě vliv dotlaku na strukturu a mechanické vlastnosti tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru.

Cílem této práce je objasnit vliv dotlaku při vysokotlakém lití tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru na množství a velikost α -fáze ve struktuře odlitku a na jeho mechanické vlastnosti – mez pevnosti v tahu a tvrdost.

Práce obsahuje následující části:

- Teoretický rozbor fyzikálně – chemických zákonitostí krystalizace a tuhnutí slévárenských slitin;
- Teoretický rozbor tepelné bilance tlakové licí formy;
- Konkretizaci tepelné bilance vybraných tlakových licích forem pro tenkostěnné odlitky deskovitého tvaru;
- Experimentální sledování krystalizace odlitků při vysokotlakém lití ze slitin Al-Si, které předpokládá:
 - Výrobu odlitků při různých velikostech dotlaku (ostatní parametry lití budou stejné);
 - Metalurgické hodnocení struktury ve vtokové soustavě a stěně odlitku.
 - Stanovení mechanických vlastností – meze pevnosti v tahu na zkušebních tělíscích definovaného tvaru zhotovených z odlitků a tvrdosti odlitků;
 - Zpracování výsledků a jejich zobecnění.

Součástí práce je diskuse výsledků a formulace závěrů, od kterých se očekává, že poslouží k optimalizaci dotlaku vysokotlakého lití tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru.



Přehled publikací k dané problematice:

NOVÁ, I., EXNER, J., NOVÁKOVÁ, I., HOŠEK, Z.: Sledování krystalizace tlakově litých odlitků. In: Sborník přednášek „Spolupráca“ – Medzinárodná konferencia slovenských, českých a polských zlievarenských odborníkov. Tatranská Lomnica, duben 2004, s. 39 - 43, ISBN 80-8070-231-4.

NOVÁKOVÁ, I., NOVÁ, I., HOŠEK, Z., EXNER, J.: Vliv tlaku na krystalizaci odlitků ze slitin hliníku. In: Medzinárodná konferencia PRO-TECH-MA, Acta Mechanica Slovaca Košice, roč. 2-B/2004, s. 313 - 317, ISSN 1335-2393.

NOVÁ, I., EXNER, J., HOŠEK, Z., NOVÁKOVÁ, I.: Crystalization of Al-Si Alloys of the Course of High Pressure Die Casting. In: Archives of foundry Polish Academy of Sciences Department Katowice Foundry Commission. PAN – Katowice Year 2004, vol.4 No 14, p. 325 - 332, PL ISSN 1642 – 5308.

NOVÁ, I., HOŠEK, Z., NOVÁKOVÁ, I.: Rozvoj tlakového lití. Slévárenská výroba. MM Průmyslové spektrum, č.5, květen 2004, s. 79 - 81, ISSN 1212-2572.

NOVÁKOVÁ, I., NOVÁ, I., HOŠEK, Z.: Krystalizace odlitků při vysokotlakém lití. Technologie 2005, Bratislava, ISBN 80-227-2264-2.

NOVÁKOVÁ, I., NOVÁ, I., DRÁBEK, M., ŠMRHA, J.: Tepelná bilance formy při tlakovém lití. In: Sborník přednášek z mezinárodní konference „Výzkum a vývoj ve slévárenství“. Rožnov pod Radhoštěm, září 2005, s. 60 - 64, ISBN 80-248-0899-4.

NOVÁKOVÁ, I., SEIDL, M., NOVÁ, I.: Sledování vlivu tlaku na strukturu vysokotlakých odlitků. In.: 15.mezinárodní konference metalurgie a materiálů, Metal 2006, s.32, CD, ISBN 80-86840-18-2.

NOVÁKOVÁ, I., SEIDL, M., NOVÁ, I.: Mechanické vlastnosti vysokotlakých odlitků v závislosti na parametrech lití. In: Medzinárodná konferencia PRO-TECH-MA, Acta Mechanica Slovaca, Košice, roč. 2-B/2006, s. 277 - 282, ISSN 1335-2393.

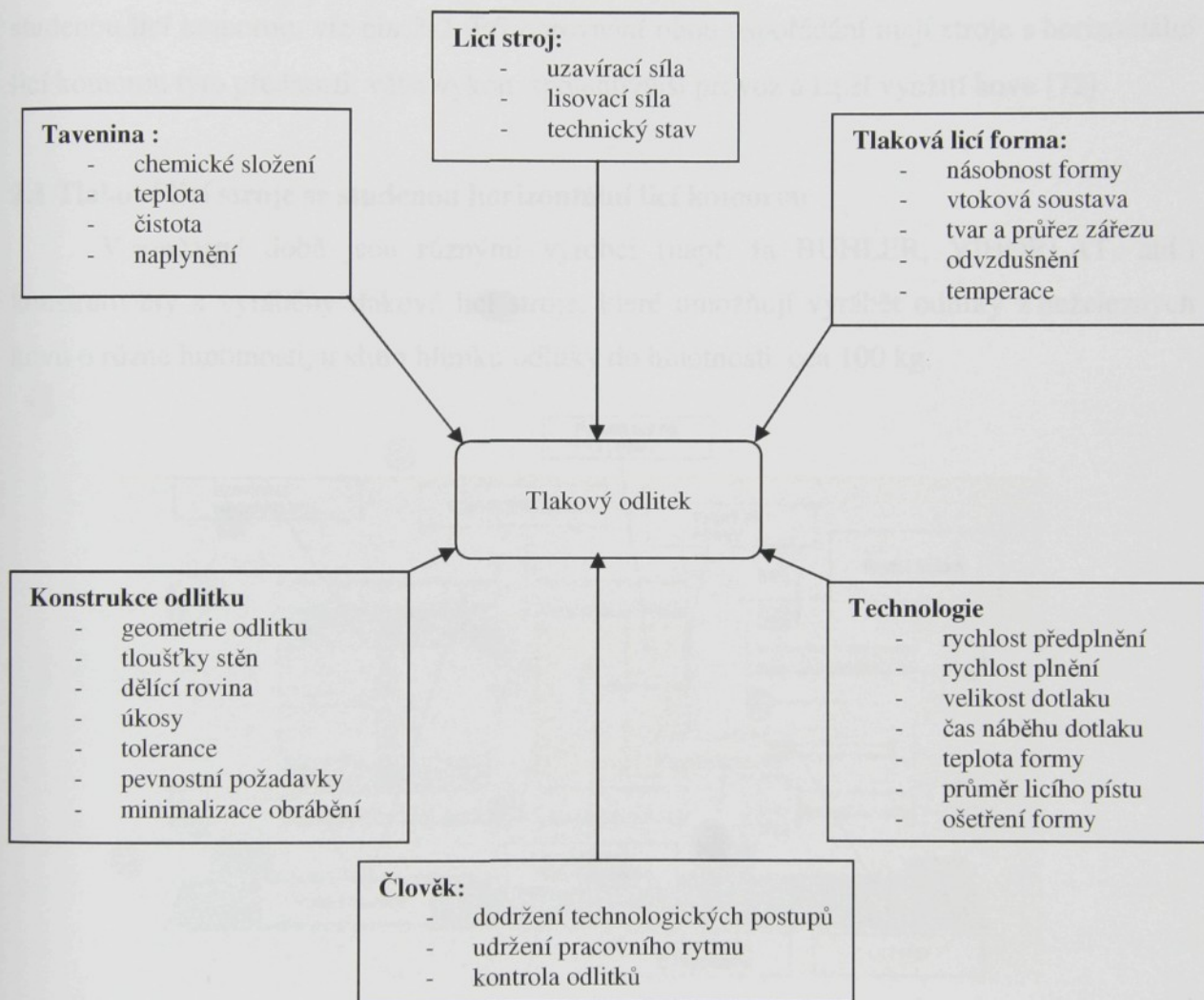
NOVÁKOVÁ, I., SEIDL, M., NOVÁ, I.: Vliv dotlaku na strukturu a mechanické vlastnosti odlitků ze slitin hliníku při tlakovém lití. In: 1. mezinárodní konference „1. Zlievarenské sympózium“, Žilina 2006.



2. CHARAKTERISTIKA TECHNOLOGIE VYSOKOTLAKÉHO LITÍ

Tato technologie spočívá ve vyplnění dutiny kovové formy taveninou v krátkém časovém úseku, kde následně tuhne za působení vysokého tlaku, který je vyvolán prostřednictvím lisovací části tlakového lícího stroje.

Kvalita tlakově litých dílů je ovlivněna řadou faktorů. Hlavní faktory ovlivňující kvalitu vysokotlakého odlitku jsou shrnuty na obr. 2-1.



Obr. 2-1 Schéma vlivů působících na kvalitu vysokotlakého odlitku

Podle toho, zda je roztavená slitina v trvalém či přechodném styku se vstřikovacím ústrojím (pracovním pístem), rozdělujeme tlakové lící stroje na:

- stroje s teplou lící komorou;
- stroje se studenou lící komorou.

U strojů s teplou lící komorou je udržovací pec součástí stroje a roztavený kov je z ní tlačen přímo do formy. Nevýhodou těchto strojů je permanentní vystavení funkčních součástí

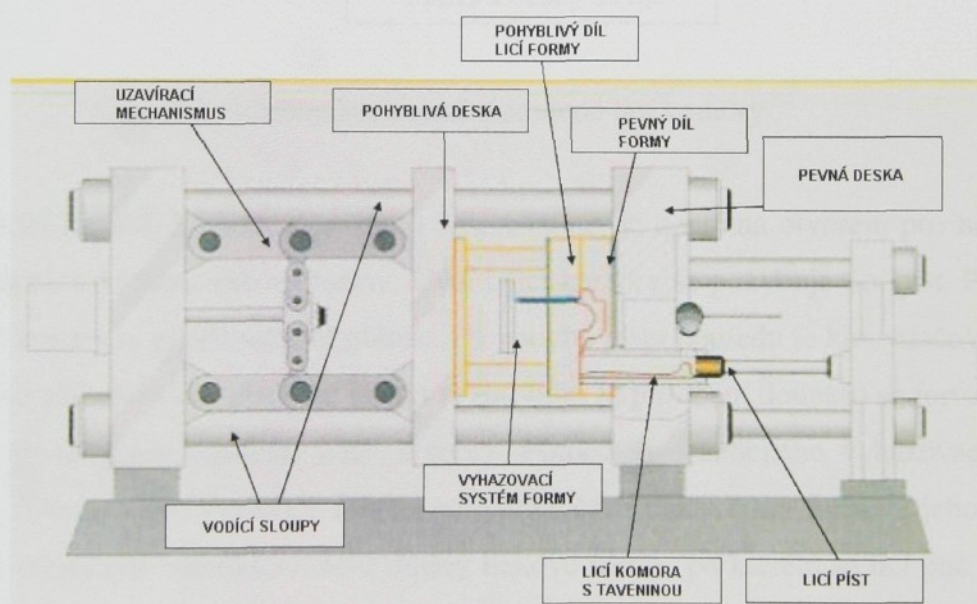


vysoké teplotě taveniny. Proto se na strojích s teplou licí komorou odlévají nízkotavitelné slitiny, tj. slitiny cínu, olova, a zinku.

U strojů se studenou licí komorou není udržovací pec součástí stroje. Tavenina je z ní dopravována do licí komory před každým vstřikem ručně lžící nebo automatickým dávkovacím zařízením. Tyto stroje se používají pro odlévání slitin hliníku a slitin hořčíku. Podle polohy licí komory se dále dělí na stroje s vertikální nebo horizontální studenou licí komorou. Dlouhodobý vývoj tlakových licích strojů dal přednost strojům s horizontální studenou licí komorou, viz obr.2-2. Při porovnání obou uspořádání mají stroje s horizontální licí komorou tyto přednosti: větší výkon, spolehlivější provoz a lepší využití kovu [72].

2.1 Tlakové licí stroje se studenou horizontální licí komorou

V současné době jsou různými výrobci (např. fa BÜHLER, VIHORLAT, atd.) konstruovány a vyráběny tlakové licí stroje, které umožňují vyrábět odlitky z neželezných kovů o různé hmotnosti, u slitin hliníku odlitky do hmotnosti cca 100 kg.



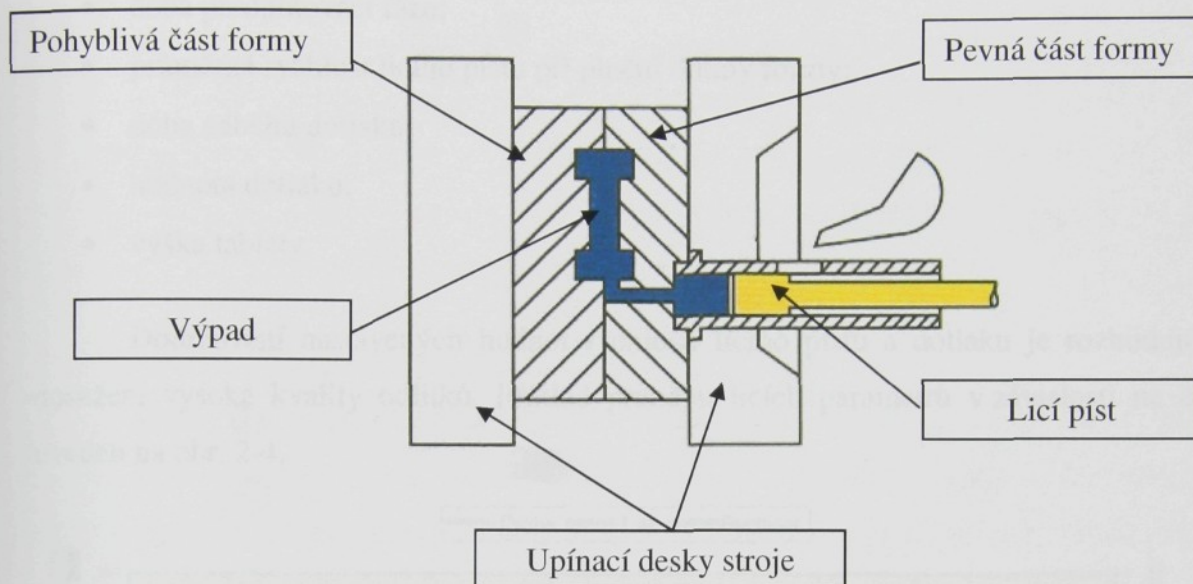
Obr. 2-2 Schéma tlakového licího stroje s horizontální studenou licí komorou

Pracovní cyklus těchto strojů lze rozdělit do následujících operací :

1. Uzavření licího stroje včetně případného zajetí pohyblivých jader a namazání licího pístu.
2. Nadávkování potřebného množství taveniny do licí komory.
3. Lisování - naplnění dutiny tlakové licí formy taveninou.
4. Tuhnutí – doba od ukončení lisování do otevření tlakové licí formy. V této době dochází ke ztuhnutí odlitku za působení tlaku.



5. Otevření tlakové licí formy včetně vyjetí případných pohyblivých jader.
6. Vyhození odlitku z tlakové licí formy a vyjmutí ze stroje.
7. Ošetření líce formy separační látkou.
8. Spuštění dalšího licího cyklu.



Obr. 2-3 Schéma horizontální studené licí komory

Licí (plnicí) komora je uložena horizontálně, je opatřena otvorem pro nalévání kovu a je spojena s dutinou tlakové formy. Uvnitř licí komory se pohybuje licí píst. Při plnění licí komory taveninou je píst v zadní poloze. Při pohybu pístu dopředu je kov vtlačován do dutiny formy. Po ukončení fáze lisování a tuhnutí (probíhá za působení dotlaku) se forma otevře, píst vysune zbytek kovu (tablet) z licí komory. Pomocí hydraulického vyhazovacího systému dojde k vyhození tzv. výpadu (nalití) z pohyblivé části tlakové licí formy a jeho následnému vyjmutí. Následuje ošetření tvarové dutiny tlakové formy, po kterém se licí píst vrátí zpět do výchozí polohy.

Vlastní lisování probíhá ve třech fázích :

- Předplnění – od začátku pohybu licího pístu do okamžiku sepnutí plnicí rychlosti;
- Plnění – od okamžiku sepnutí plnicí rychlosti do zastavení licího pístu;
- Dotlak – doba, po kterou působí zvýšený tlak.

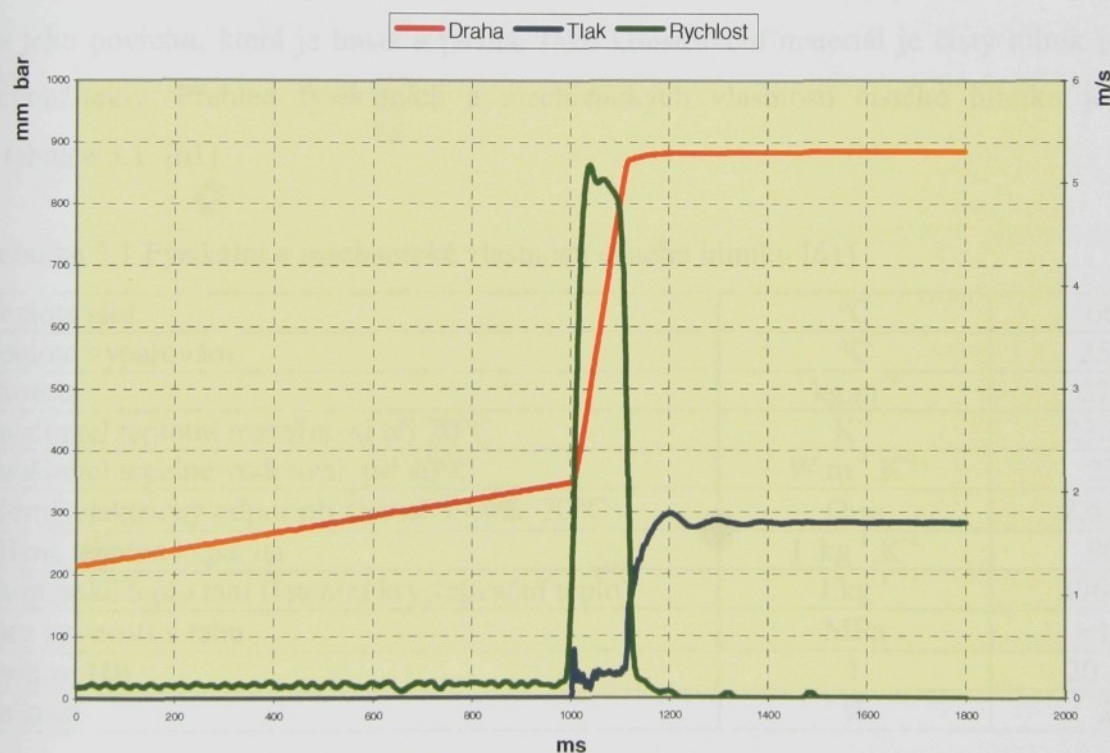
Tlakové licí stroje současné generace disponují moderním řídicím systémem, který umožňuje i řízení v reálném čase. Např. nastavení požadovaných hodnot rychlostí licího pístu během jeho dráhy v licí komoře lze rozdělit do více kroků, které plně vyhovují vyráběným



odlitém. Samozřejmou součástí řídicích systémů je paměť, ve které se uchovávají všechny potřebné parametry pro pozdější kontrolu, zda stroj pracoval dle zadaných dat. K těmto sledovaným parametrům patří např. :

- přepínací body jednotlivých rychlostí licího pístu;
- doba předplňovací fáze;
- průměrná rychlost licího pístu při plnění dutiny formy;
- doba náběhu dotlaku;
- hodnota dotlaku;
- výška tablety.

Dodržování nastavených hodnot rychlostí licího pístu a dotlaku je rozhodující pro dosažení vysoké kvality odlitků. Příklad průběhu licích parametrů v závislosti na čase je uveden na obr. 2-4.



Obr.2-4 Příklad průběhu licích parametrů stroje

Dlouhodobým sledováním bylo zjištěno, že optimální rychlost plnění dutiny tlakové licí formy v místě zaústění vtokového kanálu do odlitku (v tzv. vtokovém naříznutí) leží v rozmezí od 30 do 60 m.s^{-1} . Velikost specifického tlaku v dutině formy (dotlaku) se v praxi stanovuje podle následného použití odlévaného dílu. U odlitků, kde jsou kladeny vysoké požadavky na těsnost a pevnost (např. díly pro automobilový průmysl) se používá dotlak cca 60 - 100 MPa. Vlivem vysokého specifického tlaku taveniny v dutině formy se snižuje výskyt vad v odlitku, jako jsou porezita a staženiny.



3. SLITINY HLINÍKU PRO TLAKOVÉ LITÍ

Slitiny hliníku našly své uplatnění díky vhodným užitným vlastnostem: nízké hustotě, vysoké tepelné vodivosti, dobré pevnosti v tahu (hlavně u vytvrzovaných slitin), dobré odolnosti proti korozi, nízké teplotě tavení a lití, malé náchylnosti ke vzniku trhlin a velmi dobré slévatelnosti umožňující odlévat tenkostěnné složité odlitky.

Rozvoj výroby velkých tlakových licích strojů v 60. letech minulého století umožnil odlévání velkých odlitků ze slitin hliníku o hmotnosti větší než 20 kg. Tím se slitiny hliníku zařadily vedle slitin olova, cínu a zinku k materiálům používaným pro tlakové lití a dnes zaujímají v této technologii dominující postavení.

3.1 Charakteristika čistého hliníku

Hliník krystalizuje v mřížce kubické plošně centrované, je dobře tvárný, ale jeho mechanické vlastnosti jsou špatné. Korozivzdornost hliníku zajišťuje vrstvička oxidů na jeho povrchu, která je hustá a pevná. Jako konstrukční materiál je čistý hliník prakticky nepoužitelný. Přehled fyzikálních a mechanických vlastností čistého hliníku je uveden v tabulce 3.1. [61]

Tabulka 3.1 Fyzikální a mechanické vlastnosti čistého hliníku [61]

Teplota tání	°C	660
Teplota vypařování	°C	2520
Hustota	kg.m ⁻³	2700
Součinitel teplotní roztažnosti při 20°C	K ⁻¹	23.10 ⁻⁶
Součinitel tepelné vodivosti při 20°C	W.m ⁻¹ .K ⁻¹	235
Měrný elektrický odpor při čistotě 99,9%, 20°C	Ω.m	2,6.10 ⁻⁸
Měrná tepelná kapacita	J .kg ⁻¹ .K ⁻¹	900
Skupenské teplo tání (latentní krystalizační teplo)	J.kg ⁻¹	396 000
Mez pevnosti v tahu	MPa	<100
Tvrдость HB	1	20 - 30
Tažnost	%	20

3.2 Přehled vybraných slitin hliníku

Z důvodu zlepšení nejen mechanických vlastností (zvýšení pevnostních charakteristik, tvrdosti, zlepšení únavových vlastností, zvýšení odolnosti proti tečení a opotřebení), ale i dalších požadovaných vlastností jako např. slévatelnosti, obrobitelnosti, svařitelnosti, odolnosti proti korozi, schopnosti elektrolytické oxidace, leštitelnosti, elektrické vodivosti aj., se vyrábějí slitiny hliníku s jinými kovy. Hliník se proto leguje jedním nebo více prvky kovového charakteru, např.: Si, Mg, Mn, Cu, Ti, Zn. [25]



Základními typy slévárenských slitin hliníku jsou slitiny typu Al-Si, Al-Si-Mg, Al-Si-Cu, Al-Mg. Méně používané jsou slitiny Al-Cu, Al-Zn, Al-Zn-Mg, Al-Cu-Mg.

Výsledné struktury slitin s jedním nebo více legujícími prvky lze předpovědět na základě rovnovážných diagramů. Čistý hliník má jednofázovou (homogenní) strukturu, podobně jako jeho terminální tuhé roztoky s výše uvedenými legujícími prvky. Jedná-li se o tuhé roztoky, u kterých se mění rozpustnost legujících prvků s teplotou, vzniká precipitací sekundární fáze, která je uložena v disperzní formě uvnitř jejich zrn, nebo se tvoří na hranicích zrn těchto tuhých roztoků (precipitace po hranicích zrn).

Vyšší obsah legujícího prvku než odpovídá rovnovážné rozpustnosti (přebytek nemůže tvořit tuhý roztok) způsobuje vylučování sekundární fáze s různou morfologií a různého chemického složení. Sekundární fází může být čistý kov (Si, Sn, Be) nebo chemická sloučenina (tvoří ji prvky Cu, Zn, Mg aj.). Některé sekundární fáze se při tepelném zpracování podílí na precipitačním zpevnění tuhého roztoku α a jiné nikoliv. Slitiny hliníku lze podle schopnosti tvořit disperzní precipitáty dělit na slitiny vytvrditelné (např. Al-Si-Cu, Al-Cu-Mg, Al-Mg-Si, Al-Zn-Mg) a nevytvrditelné (např. Al-Si, Al-Mn, Al-Mg, Al-Mg-Mn).

3.3 Slévárenské vlastnosti slitin hliníku

Vhodnost slitin pro odlévání je závislá na jejich slévárenských vlastnostech a to především na zabíhavosti, stahování, smršťování i sklonu k trhlinám a prasklinám [25].

Zabíhavost vyjadřuje schopnost taveniny dobře vyplňovat dutinu formy tak, aby vznikl kvalitní odlitek požadovaných vlastností. Je to technologická vlastnost, která je závislá nejen na vlastnostech použité slitiny, ale také na podmínkách odlévání, konstrukci odlitku i na vlastnostech slévárenské formy. Nejlepší zabíhavost vykazují slitiny eutektického složení (např. AlSi12, AlSi10MgMn). Slitiny hliníku s menším množstvím křemíku nebo slitiny hliníku s hořčíkem mají nižší zabíhavost. Při tlakovém lití je nižší zabíhavost slitiny do jisté míry eliminována tlakem a rychlostí, kterou je tavenina vtlačována do dutiny slévárenské formy. Zabíhavost lze dále příznivě ovlivnit zvýšením teploty přehřátí taveniny. Při odlévání tenkostěnných odlitků volíme vyšší teplotu přehřátí taveniny (odlitek s tenčí stěnou rychleji tuhne a následně i chladne). Naopak u tlustostěnných odlitků lze volit teplotu přehřátí taveniny nižší. Současně je třeba brát v úvahu, že vyšší teplota přehřátí podporuje větší rozpustnost plynů v tavenině a to je např. pro tlakové lití velmi nepříznivé. Při tlakovém lití dochází také k naplynění taveniny vzduchem a plyny přítomnými v lici komoře tlakového stroje a odlitky jsou potom pórovité. Na zabíhavost při lití do kovových forem dále příznivě působí predehřev forem na pracovní teplotu (pro slitiny hliníku cca 200 až 250 °C).



Téměř u všech kovů dochází při tuhnutí ke **stahování**. Nejméně příznivé jsou rozptýlené staženiny po celém průřezu odlitku. Slitiny hliníku obecně stahují více než grafitické litiny, které se vyznačují grafitickou expanzí. Nejmenší staženiny jsou u slitin hliníku s přibližně eutektickým složením (AlSi12, AlSi10MgMn, atd.), které mají sklon k vytváření soustředěných staženin. Slitiny hliníku s menším obsahem křemíku, resp. s větším teplotním intervalem tuhnutí (AlSi7, AlSi8Cu4, AlSi5Cu2, atd.), vykazují větší obsah staženin. Na velikost staženin má vliv také technologie tavení a odlévání i konstrukce odlitku. K odstranění staženin se při gravitačním lití používá nálitků. Při tlakovém lití lze odlévat i slitiny s velkým intervalem tuhnutí, protože vysoký tlak vytváří podmínky odpovídající tuhnutí taveniny s eutektickou krystalizací.

Smršťování představuje rozměrové změny odlitku, ke kterým dochází po jeho ztuhnutí (tj. při jeho chladnutí). Při gravitačním lití do kokil je smršťování menší než při odlévání do pískových forem, ale větší než při tlakovém lití. Hodnoty smrštění odlitků ze slitin hliníku odlévaných různým způsobem jsou uvedeny v tabulce 3.2. Velikost smrštění závisí především na fyzikálních vlastnostech slitiny, resp. na teplotní roztažnosti slitiny v tuhém stavu. Čím je koeficient teplotní roztažnosti v intervalu teploty solidu a teploty vyjmutí odlitku formy menší, tím je slitina z tohoto hlediska výhodnější.

Tabulka 3.2 Hodnoty smrštění odlitků odlévaných různým způsobem

Druh slitiny	Hodnota smrštění odlitků [%]		
	Lití do pískových forem	Lití do kokil	Lití pod tlakem
AlSi12	1,0 - 1,14	0,5 - 0,8	0,4 - 0,6
AlSi13	1,0 - 1,15	0,5 - 0,8	0,4 - 0,6
AlSi10Mg	1,0 - 1,10	0,5 - 0,8	0,4 - 0,6
AlSi7	1,0 - 1,20	0,8 - 1,0	0,4 - 0,6
AlSi8Cu4	1,0 - 1,20	0,8 - 1,0	-
AlSi5Cu2	1,0 - 1,10	-	0,5 - 0,8
AlSi3Cu	1,0 - 1,20	0,8 - 1,0	0,5 - 0,8
AlMg5	1,0 - 1,50	0,8 - 1,3	0,5 - 0,7

Sklon k trhlinám a prasklinám - trhliny se tvoří jen v intervalu teplot tuhnutí, tj. v blízkosti teploty solidu, pokud existují dvě fáze tekutá a tuhá. Sklon ke vzniku trhlin je tím menší, čím má slitina menší interval teplot tuhnutí (proto čistý hliník a eutektické slitiny hliníku mají malý sklon ke vzniku trhlin). Menší sklon ke vzniku trhlin mají slitiny hliníku, které vykazují jemnější strukturu. **Praskliny** vznikají za teplot podstatně nižších v důsledku pnutí (napětí) vznikajících v odlitcích během chladnutí. Proti vzniku prasklin obecně působí zpomalené chladnutí, souměrná konstrukce a usnadněná deformace odlitku.



3.4 Fyzikální vlastnosti slitin hliníku

Vedle výše uvedených vlastností jsou pro slitiny lité pod tlakem důležité ještě další fyzikální vlastnosti [61]:

Teplota tání a z ní odvozená **teplota lití** – tlakové poměry technologie vysokotlakého lití umožňují odlévat taveninu z nižší teploty než by tomu bylo u gravitačního lití. Vyšší teplota lití má negativní vliv na životnost líce formy, protože během lití dochází k jeho intenzivnímu cyklickému tepelnému namáhání. Forma je namáhána tím více, čím větší je rozdíl mezi teplotou odlévané taveniny a pracovní teplotou tlakové formy.

Krystalizační teplo ovlivňuje rychlost tuhnutí slitiny. Při stejné tloušťce stěny odlitku a při stejné teplotě formy bude pomaleji tuhnout slitina s větším krystalizačním teplem.

Tepelná vodivost odlévaných slitin - čisté kovy mají vždy tepelnou vodivost vyšší než jejich slitiny. Má-li odlévaný materiál vyšší hodnotu tepelné vodivosti, potom se v odlitku vytváří homogenní teplotní pole, neboť tento materiál rozvede teplo rychleji než materiál s nižší hodnotou tepelné vodivosti.

Viskozita a povrchové napětí - obě tyto veličiny při tlakovém lití nemají takový význam jako u gravitačního lití, neboť tlakové poměry při odlévání jejich případný nepříznivý vliv eliminují.

Konkrétní hodnoty fyzikálních vlastností závisí na chemickém složení dané slitiny. Hodnoty fyzikálních vlastností slitiny použité v experimentu této práce jsou uvedeny v kap.7.

3.5 Slitiny na bázi Al-Si

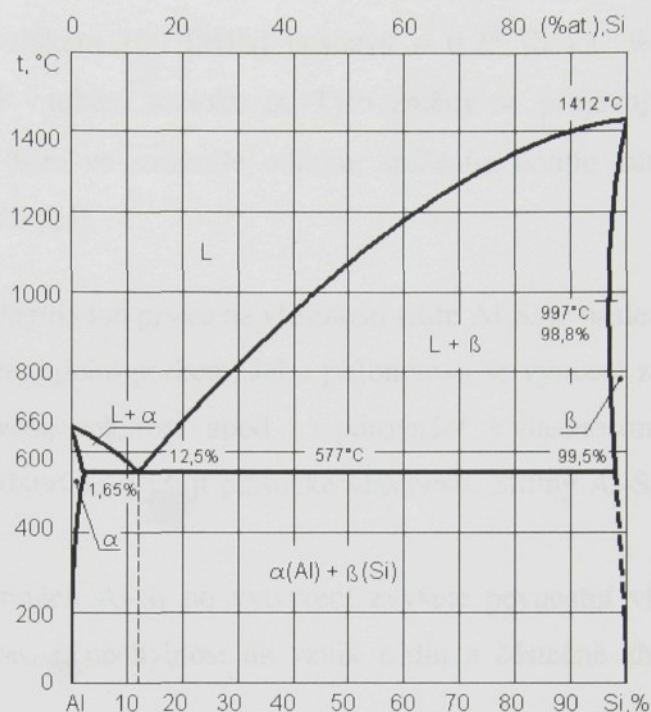
Slitiny hliníku s křemíkem (tzv. siluminy) se používají pro lití do písku, do kovových forem, pro lití pod tlakem i pro přesné lití. Odlitky z těchto slitin jsou pevné, houževnaté a korozivzdorné i ve zředěných kyselinách. Obrobitelnost je poněkud horší než u jiných slitin hliníku. Jak již bylo uvedeno, tyto slitiny se vyznačují dobrou zabíhavostí, malým smrštěním a nejsou náchylné k praskání.

Slévárenské slitiny hliníku s křemíkem se dělí na podeutektické, eutektické a nadeutektické. Jejich rovnovážný diagram je uveden na obr.3-1. Podeutektické slitiny mají obsah křemíku 4,5 až 10%, za eutektické považujeme slitiny o obsahu křemíku 10 až 13 %, nadeutektické slitiny mají obsah Si vyšší.

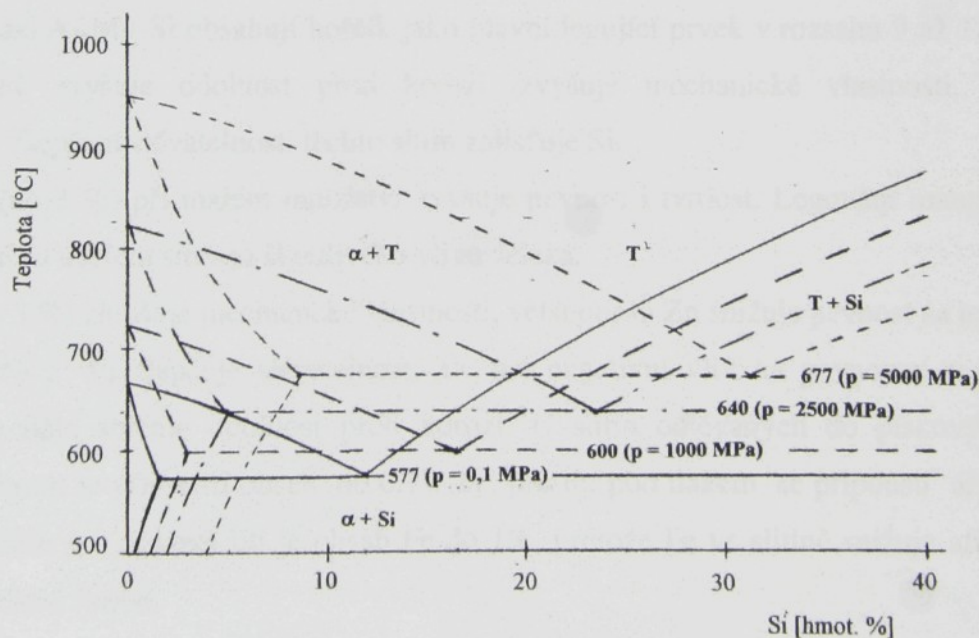
Fáze α je substitučním tuhým roztokem křemíku v hliníku s maximální rozpustností 1,59 % křemíku při eutektické teplotě 557 °C. Se snižující se teplotou rozpustnost klesá a při 200°C dosahuje asi 0,05 % křemíku. Změna rozpustnosti křemíku v hliníku v závislosti na teplotě by mohla vést ke snaze zvýšit pevnostní vlastnosti binárních slitin vytvrzováním.



Experimentálně se však zjistilo, že už v procesu ochlazování z teploty rozpouštěcího žhání dochází k vyloučení částic křemíku z tuhého roztoku α . Proto tepelné zpracování (vytvrzování) binárních slitin Al-Si není efektivní.[25]



Obr.3-1 Rovnovážný diagram soustavy Al-Si [25]



Obr. 3-2 Vliv tlaku na vzhled rovnovážného diagramu Al-Si podle BATYŠEVA [2]

Pokud na krystalizující taveninu Al-Si působí zvýšený tlak, dochází ke změně vzhledu rovnovážného diagramu. Z obr. 3-2 je zřejmé, že při tlaku 5000 [MPa] je eutektická teplota 677 $^\circ\text{C}$ a oblast tuhého roztoku α při této teplotě činí cca 33 [hmot % Si]. Teplota tavení



čistého hliníku se při lití s tuhnutím pod tlakem zvyšuje asi o 6,3 [°C] na každých 100 [MPa]. V případě čistého křemíku dochází při dodržování stejných podmínek k poklesu teploty tavení o 5,8 [°C]. Také bod eutektické krystalizace se s každým 1 [MPa] posouvá o 0,03 [hmot. % Si] k vyššímu obsahu křemíku. Maximální mez rozpustnosti křemíku v hliníku při teplotě eutektické přeměny se s tlakem 100 [MPa] posouvá o 0,25 [hmot. % Si]. Mění se též rozpustnost jiných prvků v tuhém roztoku α . Tyto změny se projevují zvýšením podílu primárně vylučované α - fáze ve struktuře odlitku, snížením podílu eutektika a nárůstem obsahu křemíku v eutektiku [24].

Vliv jednotlivých legujících prvků na vlastnosti slitin Al-Si je následující [25]:

Křemík - je základním legujícím prvkem. Jeho přítomností se výrazně zlepšují slévárenské vlastnosti, např. zabíhavost, tekutost apod., v porovnání s vlastnostmi čistého hliníku. V závislosti na jeho množství se zvyšují plastické vlastnosti. Slitiny Al-Si většinou obsahují 5 až 25 % Si.

Měď - (do 5%) ve slitinách Al-Si po vytvrzení zvyšuje pevnostní vlastnosti. Současně snižuje odolnost proti korozi, náchylnost na vznik trhlin a částečně zhoršuje slévárenské vlastnosti.

Hořčík - (do 2%) ve slitinách Al-Si podobně jako měď zvyšuje po vytvrzení pevnostní vlastnosti, ne však s takovou účinností. Nesnižuje však odolnost proti korozi. Slévárenské slitiny na bázi Al-Mg-Si obsahují hořčík jako hlavní legující prvek v rozsahu 9 až 12 % Mg, který hlavně zvyšuje odolnost proti korozi, zvyšuje mechanické vlastnosti, zlepšuje leštitelnost. Zlepšení slévatelnosti těchto slitin zajišťuje Si.

Mangan - (do 3 %) při malém množství zvyšuje pevnost i tvrdost. Legování manganem se provádí také za účelem snížení škodlivého vlivu železa.

Zinek - (do 3 %) zlepšuje mechanické vlastnosti, větší obsah Zn snižuje pevnost za tepla.

Železo - (do 3 %) zlepšuje slévatelnost, ale má negativní vliv na pevnostní a plastické vlastnosti a dále snižuje odolnost proti korozi. U slitin odlévaných do pískových nebo kovových forem se připouští obsah do 0,7% Fe, pro lití pod tlakem se připouští až 3 % Fe. U většiny slitin pro tlakové lití je obsah Fe do 1%, protože Fe ve slitině snižuje afinitu této slitiny k ocelové formě.

Velice důležitými metodami pro zlepšení mechanických vlastností odlitků z těchto slitin jsou tzv. modifikace a očkování taveniny před odléváním.

Modifikace slévárenských slitin Al-Si je metalurgické zpracování taveniny za účelem ovlivnění morfologie (vzhledu) eutektického křemíku, který se potom vylučuje ve formě



velmi jemných částic a ne ve tvaru nepříznivých jehlic. V praxi se provádí přidáním sodíku (Na) ve formě solí nebo tablet, nebo stroncia (Sr) ve formě předslitin do taveniny.

Očkování je také metalurgické zpracování taveniny, ale za účelem zjemnění struktury (zrn) odlitku. U podeutektických slitin se používá titan (Ti) a bór (B) ve formě předslitin, u nadeutektických slitin fosfor (P) ve formě tablet, solí.

U slitin odlévaných vysokotlakým litím se modifikace a očkování neprovádí. Obdobný účinek na výslednou strukturu odlitku jako má modifikace, má tlak působící na tuhnoucí taveninu [73]. Před vlastním odléváním se slitiny pouze rafinují pomocí rafinačních solí a profukují inertním plynem (Ar, N₂).

Tepelné zpracování vysokotlakých odlitků za účelem zvýšení mechanických vlastností (vytvrzování) se obvykle neprovádí, protože při rozpouštěcím ohřevu (homogenizaci) na teploty 500 až 540 [°C] způsobí tlaky vzduchových mikrobublin deformaci odlitků. Uvedená nevýhoda se částečně vyrovnává tím, že při rychlém ochlazování vysokotlakého odlitku vznikají přesycené tuhé roztoky, slitiny hliníku s křemíkem a hořčíkem nebo mědí přirozeně stárnou, čímž se mechanické vlastnosti do určité míry zvyšují.

Pro tlakové lití jsou z celé řady typů slitin Al-Si výhodné takové slitiny, které mají dobré nejen technologické a mechanické vlastnosti za normální teploty, ale také dostatečnou pevnost za tepla, aby odlitky při rychlém ochlazování a bržděném smršťování v tlakové formě nepraskly. V automobilovém a elektrotechnickém průmyslu se nejvíce osvědčily především slitiny AlSi12Cu, AlSi10Mg, AlSi9Cu3.

Tabulka 3.3 Značení vybraných slévárenských slitin používaných pro tlakové lití

Značení podle ČSN EN 1706	Značení housek podle DIN 1725	Zkrácené značení podle DIN 1725
EN AC - 46000	226	GD-AlSi9Cu3
EN AC - 44300	230	GD-AlSi12(Fe)
EN AC - 47100	231	GD-AlSi12Cu(Fe)
EN AC - 43400	239	GD-AlSi10Mg(Fe)
EN AC - 51200	349	GD-AlMg9

Tabulka 3.4 Mechanické vlastnosti hliníkových slitin používaných pro tlakové lití [61]

Značení slitin		Mechanické vlastnosti			
číselné	chemické	R _m [MPa]	R _{p0,2} [MPa]	A ₅₀ [%]	Tvrdost HBS
EN AC - 46000	EN AC - AlSi9Cu3(Fe)	240	140	<1	80
EN AC - 44300	EN AC - AlSi12(Fe)	240	130	1	60
EN AC - 47100	EN AC - AlSi12Cu(Fe)	240	140	1	70
EN AC - 43400	EN AC - AlSi10Mg(Fe)	240	140	1	70
EN AC - 51200	EN AC - AlMg9	200	130	1	70
EN AC - 71000	EN AC - AlZn5Mg	200	130	1	70



V tabulce 3.3 je uveden přehled značení vybraných hliníkových slitin používaných pro tlakové lití a v tabulce 3.4 jsou uvedeny jejich mechanické vlastnosti.

3.6 Vliv tlaku na morfologii krystalické fáze

Publikací z oblasti vlivu tlaku na morfologii krystalické fáze není mnoho. Pokud byly v této oblasti prováděny experimenty, týkaly se především jednoduchých odlitků zhotovených nejčastěji v laboratorních nebo poloprovozních podmínkách, nikoliv v podmínkách sériové výroby. Touto problematikou se zabývali např. MAGLIA [41, 39], GRÍGEROVÁ [23,24], HOLMANOVÁ [27], DZUGAS [17,18,73], FRANKLIN [20], BATYŠEV [2], MARKOV [42], LIPČIN [37] aj., kteří dospěli k závěru, že odlitky lité pod tlakem vykazují typickou litou strukturu. Makrostruktura těchto odlitků je v závislosti na teplotně-tlakových podmínkách buď úplně transkrystalická (se zónou sloupkovitých krystalů v celém objemu odlitku), rovnoosá nebo smíšená. Autoři těchto prací shodně uvádí, že s rostoucím tlakem se pásmo sloupkovitých krystalů zmenšuje. Analýzou vlivu tlaku na rozměry strukturních částí bylo zjištěno, že k výraznému zjemnění struktury dochází v oblasti tlaků od 100 do 150 MPa. Tento poznatek vysvětlují tím, že v oblasti těchto tlaků se vlivem mechanického účinku pracovního pístu snižuje kritická velikost zárodků a výsledná struktura odlitků je potom jemnozrnější [73].

Na základě experimentů, které prováděli např. BORISOV [8], MURAKAMI [44] aj., je možné vyslovit hypotézu, že tlak má v procesu krystalizace a tuhnutí odlitků ze slitin Al-Si obdobný vliv jako jejich modifikace.

Zmenšování objemového podílu eutektika slitiny Al-Si proti rovnovážnému stavu při současném zvyšování koncentrace křemíku v eutektiku a zjemnění struktury je tím výraznější, čím je vyšší hodnota tlaku. Někteří autoři, např. FRANKLIN [20] a WILLIAMS [75], dospěli k závěru, že vlivem působení tlaku dochází mimo zjemnění struktury také ke sferoidizaci dendritů tuhého roztoku α . Tento poznatek vysvětlují tím, že tvorba a růst zárodků α -fáze se v podmínkách působení tlaku uskutečňuje v objemu taveniny, ve které až do teploty eutektické přeměny neexistuje jiná tuhá fáze. V důsledku rovnoměrného šíření tlaku všemi směry se růst α -fáze uskutečňuje bez přednostního směru.

Změny struktury a fyzikálně-mechanických vlastností, ke kterým dochází vlivem působení tlaku, jsou také důsledkem zpomalení rozpadu přesycených tuhých roztoků, deformace vznikající tuhé fáze, zvýšení hustoty dislokací a rychlosti ochlazování [73].

Pokud se jedná o sledování vlivu teploty tlakové lící formy a vlivu teploty přehřátí taveniny na výslednou strukturu odlitků, autoři dospěli k závěru, že jejich vliv je v souladu s tvorbou makrostruktury odlitku bez působení tlaku.



4. TEPELNÉ POMĚRY V SOUSTAVĚ ODLITEK - TLAKOVÁ LICÍ FORMA

Tepelné poměry v tlakové licí formě a dodržování optimální teploty líce formy jsou důležitým předpokladem výroby jakostních odlitků. Při odlévání taveniny do formy s nevyhovující teplotou jejího líce nastává předčasné snížení teploty slitiny, což může způsobit různé vady povrchu odlitku (závaly), vnitřní pnutí atd. Teplota líce formy závisí na odlévaném materiálu, na poměru objemu odlitku k jeho povrchu, na době trvání licího cyklu, na materiálu formy, použitých separačních prostředcích, způsobu chlazení formy atd. Při lití neželezných kovů se teplota líce formy doporučuje cca 200 až 250 °C. Dodržování optimálních teplot líce formy v úzkém rozmezí je nutné i pro dosažení správných rozměrových tolerancí odlitků. Optimální teplotu tlakové licí formy v cyklu tuhnutí a chladnutí odlitku zajišťuje tzv. temperační systém.

Teplo z tuhnoucího odlitku přechází do formy. Přestup tepla z odlitku do formy je závislý na licí teplotě odlévaného materiálu, na materiálu formy a ošetření jejího líce, na tloušťce stěny odlitku, ale také na době styku taveniny s formou.

Z obecného pohledu na tepelné děje může mezi odlitkem a formou docházet k výměně tepla: vedením (kondukcí), prouděním (konvekcí) a sáláním (zářením, radiací).

Sdílení tepla na povrchu tlakové licí formy lze fyzikálně popsat Newtonovým zákonem. Autoři [73] uvádějí, že při tlakovém lití nevzniká mezi odlitkem a lícem formy mezera, která způsobuje pokles intenzity přestupu tepla. Celkové množství tepla Q [J], které přechází z odlitku do formy lze určit podle rovnice:

$$Q = \alpha \cdot (T_{PO} - T_{PF}) \cdot S \cdot t, \quad (4.1)$$

kde značí:

- α - součinitel přestupu tepla [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$];
- T_{PO} - teplota povrchu odlitku [$^{\circ}\text{C}$];
- T_{PF} - teplota povrchu formy [$^{\circ}\text{C}$];
- S - styčná plocha mezi odlitkem a formou [m^2];
- t - čas [s].

Podle BATYŠEVA je hodnota součinitele přestupu tepla při tlakovém lití hliníkových slitin $\alpha = 7000$ až 7500 [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$]. Další autoři [22] uvádějí, že při lití s tuhnutím pod tlakem se hodnota součinitele přestupu tepla zvyšuje 2 až 4 krát. [73]



Uvnitř kovové slévárenské formy se teplo šíří vedením. Časovou změnu teploty v libovolném místě formy popisuje Fourierova diferenciální rovnice sdílení tepla:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{c \cdot \rho} \cdot \left[\frac{\partial}{\partial x} \cdot \lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \cdot \lambda_z \frac{\partial T}{\partial z} + q_{ZDR} \right], \quad (4.2)$$

kde značí: T - teplotu [K];
 ρ - hustotu [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$];
 c - měrnou tepelnou kapacitu [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$];
 $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ - součinitel tepelné vodivosti v jednotlivých osách souřadného systému [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$];
 x, y, z - souřadnice systému [m];
 q_{ZDR} - tepelný výkon vnitřních zdrojů [$\text{J} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$].

Za předpokladu, že forma je homogenní izotropní těleso a není nutné uvažovat tepelný výkon vnitřních zdrojů q_{ZDR} , lze tuto rovnici zapsat ve tvaru:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (4.3)$$

Je obecně známo, že řešení rovnic (4.2) a (4.3) je velmi obtížné [47]. Je nutné správně formulovat počáteční a okrajovou podmínku. Počáteční podmínka definuje rozložení teplot ve formě v čase $t = 0$. Okrajová podmínka zahrnuje geometrickou a fyzikální charakteristiku formy, rozložení teplot v určitém časovém okamžiku a charakteristiku tepelného pochodu.

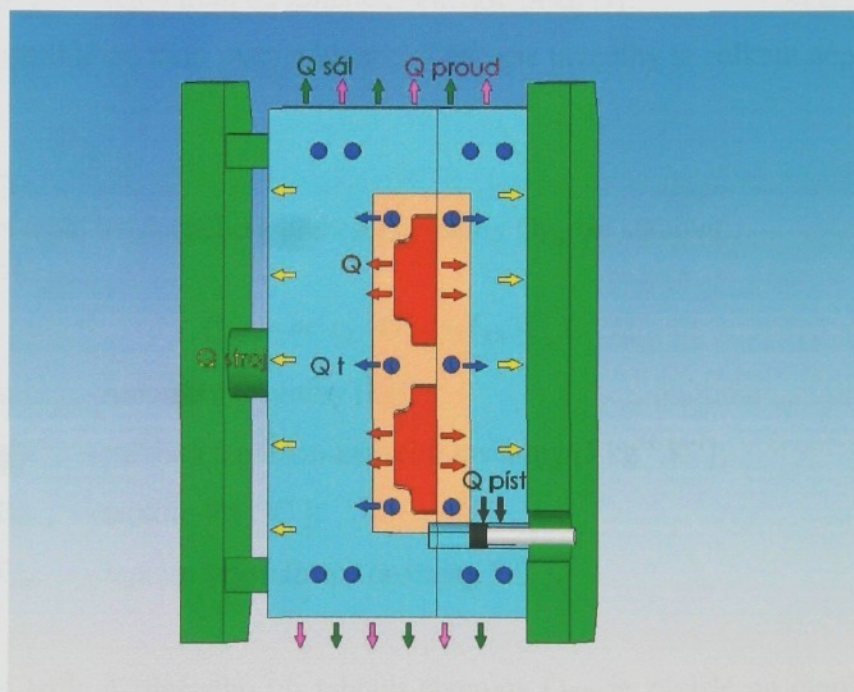
4.1 Tepelná bilance tlakové licí formy

Návrh řešení tepelné bilance uvažuje následující předpoklady a zjednodušení.

- tlaková licí forma a odlitek tvoří uzavřený systém, který je v tepelné rovnováze;
- tepelné toky a teploty částí formy jsou během licího cyklu konstantní;
- kolísání teploty povrchu dutiny formy během licího cyklu se zanedbává;
- za teplotu líce formy se považuje aritmetický průměr teplot na líci pevné a pohyblivé části formy, teplota líce pevné a pohyblivé části formy je stanovena jako průměrná hodnota teplot dané plochy;
- za teplotu temperačního média na vstupu do formy (výstupu z formy) se považuje aritmetický průměr teplot média na vstupu (výstupu) do pevné a pohyblivé části formy.



Tlaková licí forma je schematicky zobrazena na obr.4-1. Z obrázku je zřejmé, že teplo uvolněné odlitkem Q přejde do formy, ze které se uvolní v podobě jednotlivých složek. Teplo z formy přechází z části vedením do rámu tlakového licího stroje Q_{stroj} a licího pístu $Q_{\text{píst}}$ (teplo odvedené licím pístem je zanedbatelné), část tepla je odvedeno prouděním Q_{proud} a sáláním $Q_{\text{sál}}$ do okolí, další část tepla odvede temperační systém Q_t . Velká část tepla je odvedena prostřednictvím ochranného nástřiku líce formy Q_n při každém pracovním cyklu (pokud je použit ochranný nástřik na bázi vodního roztoku). Tato část tepla se spotřebovává na odpaření kapalně fáze nástřiku líce formy.



Obr.4-1 Tepelná bilance tlakové licí formy

Podle obrázku lze psát tepelnou bilanci pro odvod tepla z tuhnoucího odlitku:

$$Q = Q_{\text{sál}} + Q_{\text{proud}} + Q_t + Q_{\text{stroj}} + Q_{\text{píst}} + Q_n, \quad (4.4)$$

- kde značí:
- Q - celkové teplo uvolněné odlitkem [J];
 - $Q_{\text{sál}}$ - teplo odvedené do okolí sáláním [J];
 - Q_{proud} - teplo odvedené do okolí prouděním [J];
 - Q_t - teplo odvedené temperačním systémem [J];
 - Q_{stroj} - teplo odvedené vedením do rámu stroje [J];
 - $Q_{\text{píst}}$ - teplo odvedené pístem stroje [J];
 - Q_n - teplo odvedené ochranným nástřikem líce formy [J].



4.1.1 Stanovení množství tepla uvolněného odlitkem

Celkové teplo uvolněné odlitkem je dáno součtem jednotlivých složek tepelné energie, které tavenina uvolní v průběhu tuhnutí a chladnutí odlitku:

$$Q = Q_{PŘ} + Q_{KR} + Q_{CHL} + Q_{TŘ} , \quad (4.5)$$

kde značí: $Q_{PŘ}$ - teplo uvolněné z přehřáté taveniny [J];
 Q_{KR} - teplo uvolněné při tuhnutí taveniny [J];
 Q_{CHL} - teplo uvolněné při chladnutí odlitku [J];
 $Q_{TŘ}$ - teplo tření od kinetické energie pístu [J].

Množství tepla vzniklé od tření pístu a kinetické energie taveniny je celkem nepatrné a lze ho zanedbat [32].

Množství tepla uvolněného z přehřáté taveniny $Q_{PŘ}$ lze stanovit:

$$Q_{PŘ} = m \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) , \quad (4.6)$$

kde značí: m - hmotnost taveniny [kg];
 c_L - měrnou tepelnou kapacitu taveniny [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$];
 $T_{lití}$ - teplotu lití [$^{\circ}C$];
 T_{KR} - teplotu krystalizace taveniny [$^{\circ}C$].

Množství tepla uvolněného při tuhnutí taveniny Q_{KR} je závislé na množství taveniny a jejím latentním krystalizačním teple:

$$Q_{KR} = m \cdot L_{KR} , \quad (4.7)$$

kde značí: L_{KR} - latentní krystalizační teplo taveniny [$J \cdot kg^{-1}$].

Množství tepla, které uvolní odlitek při chladnutí Q_{CHL} lze stanovit:

$$Q_{CHL} = m \cdot c_S \cdot (T_{KR} - T_{ok}) , \quad (4.8)$$

kde značí: c_S - měrnou tepelnou kapacitu materiálu v tuhém stavu [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$];
 T_{ok} - teplotu okolí [$^{\circ}C$].



4.1.2 Stanovení množství tepla odvedeného z formy

Množství tepla předaného z formy do okolí sáláním se stanoví podle vztahu:

$$Q_{sál} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{sp}^4 - T_{ok}^4) \cdot S \cdot t_{cykl}, \quad (4.9)$$

kde značí: σ - Stefan-Boltzmannovu konstantu ($5,67 \cdot 10^8 \text{ [W.m}^2 \cdot \text{K}^{-4}]$)

ε - poměrnou sálavost (0,7 až 0,99)

T_{sp} - teplotu povrchu sálajícího tělesa [K]

S - plochu sálajícího tělesa [m^2];

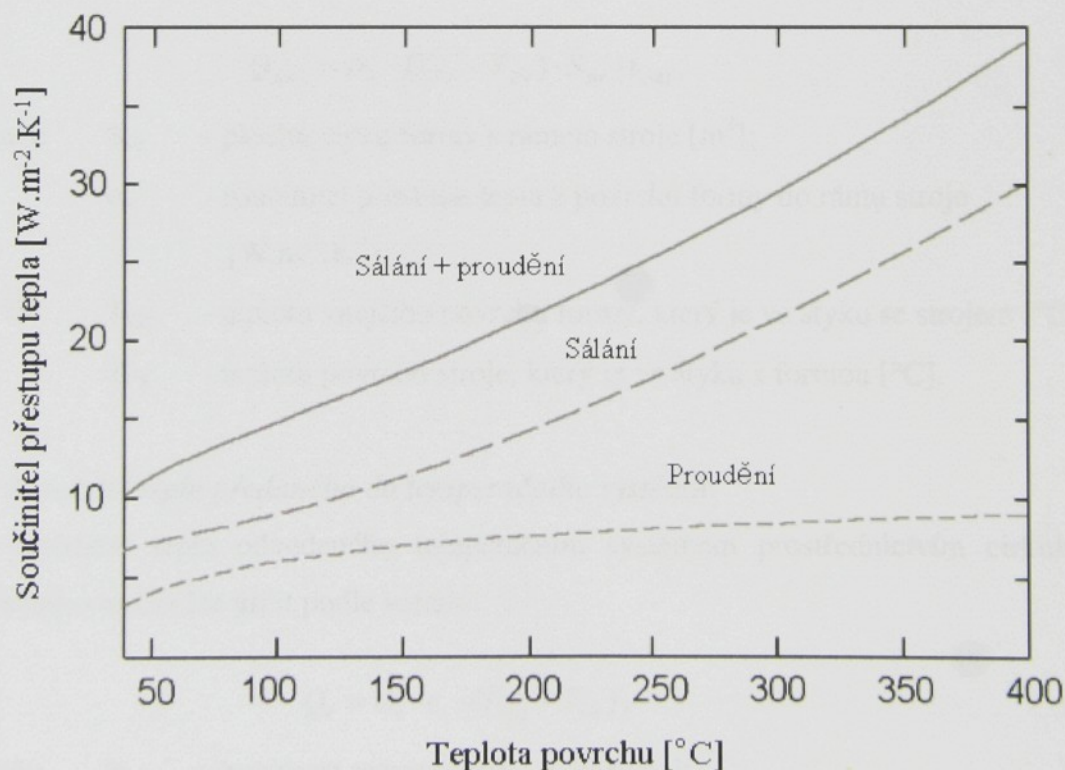
T_{ok} - teplotu okolí [K];

t_{cykl} - čas pracovního cyklu [s].

Rovnici pro určení sdílení tepla sáláním lze pomocí součinitele přestupu tepla sáláním obecně zapsat ve tvaru: $Q_S = \alpha_S \cdot S \cdot \Delta T \cdot t$. Pro konkrétní podmínky teploty lze psát:

$$Q_{sál} = \alpha_S \cdot S \cdot (T_{sp} - T_{ok}) \cdot t_{cykl}, \quad (4.10)$$

kde značí: α_s - součinitel přestupu tepla sáláním [$\text{W.m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$].



Obr. 4-2 Součinitel přestupu tepla sáláním a prouděním v závislosti na teplotě [32]



Množství tepla předaného z formy do okolí prouděním:

Odvod tepla z formy do okolí probíhá vlivem proudění okolního vzduchu a závisí na teplotním spádu. Množství tepla odvedeného prouděním lze stanovit:

$$Q_{proud} = \alpha_p \cdot (T_F - T_{ok}) \cdot S \cdot t_{cykl}, \quad (4.11)$$

kde značí: α_p - součinitel přestupu tepla prouděním [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$];
 S - plochu styku formy s okolím [m^2];
 T_F - teplotu líce formy [$^{\circ}\text{C}$].

Při volném proudění vzduchu kolem formy ve vertikálním směru se uvádí empirický vztah pro stanovení součinitele přestupu tepla prouděním: $\alpha_p = 1,77 \cdot (T_F - T_{ok})^{1/4}$. Množství tepla odvedeného prouděním je relativně nízké, u tlakového lití činí 5 až 10 % z celkového množství tepla uvolněného odlitkem [32].

Množství tepla předaného z formy do rámu stroje vedením:

Množství tepla procházejícího tělesem je přímo úměrné teplotnímu spádu, času a průtokové ploše kolmé na směr teplotního toku:

$$Q_{stroj} = \alpha_v \cdot (T_{PF} - T_{PS}) \cdot S_{str} \cdot t_{cykl}, \quad (4.12)$$

kde značí: S_{str} - plochu styku formy s rámem stroje [m^2];
 α_v - součinitel přestupu tepla z povrchu formy do rámu stroje [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$];
 T_{PF} - teplotu vnějšího povrchu formy, který je ve styku se strojem [$^{\circ}\text{C}$];
 T_{PS} - teplotu povrchu stroje, který je ve styku s formou [$^{\circ}\text{C}$].

Množství tepla předaného do temperačního systému

Množství tepla odvedeného temperačním systémem prostřednictvím cirkulujícího temperačního média lze určit podle vztahu:

$$Q_t = m_t \cdot c_t \cdot (T_{výst} - T_{vst}), \quad (4.13)$$

kde značí: m_t - hmotnost temperačního média [kg];
 c_t - měrnou tepelnou kapacitu temperačního média [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$];
 T_{vst} - teplotu média vstupujícího do temperačního systému [$^{\circ}\text{C}$];
 $T_{výst}$ - teplotu média vystupujícího z temperačního systému [$^{\circ}\text{C}$].



Přenos tepla mezi formou a temperačním médiem lze vyjádřit Newtonovým vztahem ve tvaru:

$$Q_t = \alpha_t \cdot S_k \cdot (T_F - T_{tm}) \cdot t_{\text{cykl}}, \quad (4.14)$$

kde značí:

- α_t - součinitel přestupu tepla mezi lícem formy a temperačním médiem [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$];
- S_k - teplosměnný povrch temperačního kanálu, který závisí na obvodu kanálu a jeho délce [m^2];
- T_{tm} - teplotu temperačního média [$^{\circ}\text{C}$].

Množství tepla odvedeného temperačním systémem je nejvíce ovlivněno součinitelem přestupu tepla, který je závislý především na rychlosti proudění temperačního média v kanálu, geometrických rozměrech temperačního kanálu (průměr, vzdálenost stěny kanálu od tvarové dutiny formy) a součiniteli tepelné vodivosti temperačního média (olej, voda).

Množství tepla odvedeného z formy ochranným nástřikem jejího líce:

Množství tepla odvedeného nástřikem líce tlakové formy lze vypočítat:

$$Q_n = m_n \cdot [c_n \cdot (T_v - T_{np}) + L_{vn}] \quad (4.15)$$

kde značí:

- m_n - hmotnost nástřiku [kg]
- c_n - měrnou tepelnou kapacitu nástřiku [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]
- T_v - teplotu vypařování kapalně fáze nástřiku [$^{\circ}\text{C}$];
- T_{np} - počáteční teplotu nástřiku [$^{\circ}\text{C}$];
- L_{vn} - měrné skupenské teplo vypařování nástřiku [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$].



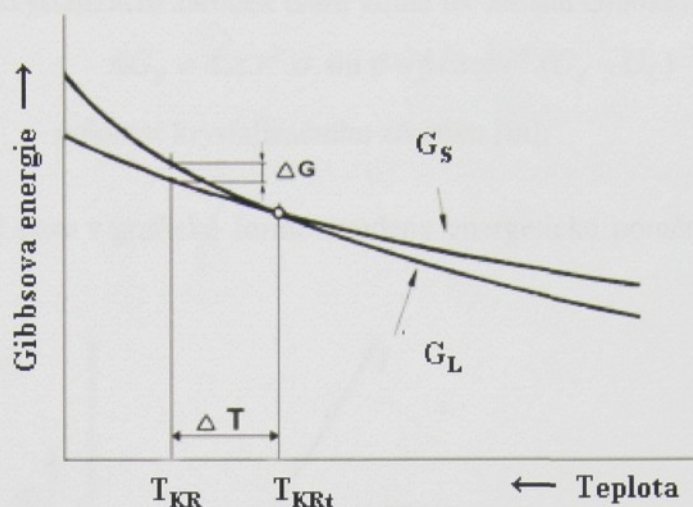
5. FYZIKÁLNĚ - CHEMICKÉ ZÁKONITOSTI KRYSTALIZACE A TUHNUTÍ SLÉVÁRENSKÝCH SLITIN V PODMÍNKÁCH ZVÝŠENÉHO TLAKU

Při odlévání kovů a slitin do slévárenských forem, resp. při výrobě odlitků, je krystalizace jedním z činitelů velmi výrazně ovlivňujících výsledné vlastnosti odlitků. Od odlitku požadujeme určité mechanické a fyzikální vlastnosti, které jsou určeny tvarem, velikostí a fázovým složením krystalů. Proto je nutné dokonale znát mechanismus a průběh krystalizace. Průběh krystalizace ovlivňuje celá řada faktorů, mezi které se řadí:

- a) druh odlévané slitiny a její metalurgická příprava;
- b) konstrukce odlitku;
- c) způsob plnění slévárenské formy taveninou;
- d) charakter a konstrukce slévárenské formy, včetně ochlazovacího účinku;
- e) popř. další specifika použité technologie.

Krystalizace kovů a slitin je fázová přeměna, při níž z původně tekuté fáze vzniká tuhá fáze krystalického charakteru. U čistých kovů a slitin o eutektické koncentraci probíhá krystalizace za konstantní teploty. Ostatní slitiny krystalizují v určitém rozmezí teplot daném rozdílem teploty likvidu T_L a solidu T_S v rovnovážném diagramu. Krystalizace je doprovázena změnou objemu za současného uvolňování latentního skupenského tepla krystalizace [54]. Příčinou krystalizace je snaha kovu nebo slitiny dosáhnout při změně vnějších podmínek stabilního stavu.

Nutnou podmínkou pro krystalizaci je, že vznikající krystalická fáze musí být termodynamicky stabilní - musí mít menší Gibbsovu energii než tavenina ($G_S < G_L$). Schéma závislosti Gibbsovy energie kapalně a tuhé fáze na teplotě je uvedeno na obr. 5-1. Z obrázku je zřejmé, že při teplotě nižší než je T_{KRI} je stabilnější tuhá fáze (má menší hodnotu Gibbsovy energie), naopak při teplotě vyšší než je T_{KRI} je stabilnější kapalná fáze (má menší hodnotu Gibbsovy energie). Pro průběh děje je z termodynamického hlediska nutnou podmínkou, že Gibbsova energie musí klesat, nebo ΔG musí být záporná ($\Delta G < 0$). Pro platnost této podmínky je zřejmé, že krystalizace nemůže probíhat při teplotě T_{KRI} , neboť zde se Gibbsovy energie tuhé a kapalně fáze rovnají ($\Delta G = 0$) a to průběh děje nepodporuje. Krystalizace taveniny tedy začne probíhat až při určitém podchlazení ΔT . Z rozdílu Gibbsových energií $G_S - G_L < 0$ se uhradí práce potřebná na vznik a růst zárodků krystalické fáze. Podchlazení je rovněž nutné pro dynamiku krystalizace proti uvolňujícímu se latentnímu krystalizačnímu teplu, které negativně ovlivňuje růst krystalizačních zárodků [54]. Při krystalizaci slitin kovů je stanovení změny Gibbsovy energie složitější o podíl různých fází, tuhých roztoků atd.



T_{KRt} - teoretická teplota krystalizace

T_{KR} - teplota krystalizace

G_L - Gibbsova energie kapalné fáze

G_S - Gibbsova energie tuhé fáze

Obr. 5-1 Schéma závislosti Gibbsovy energie kapalné a tuhé fáze v závislosti na teplotě [54]

Jak je z uvedeného zřejmé, hodnota podchlazení taveniny ΔT má přímý vztah k tvorbě zárodků a je závislá na:

- čistotě taveniny - tavenina obsahující plyny nebo vměstky nepotřebuje velké podchlazení;
- pohybu taveniny - každý neklid taveniny, jako je proudění, chvění atd., snižuje nutné podchlazení k získání aktivační energie. Pohybem taveniny se snižují odpory působící jako reakce proti krystalizačním pochodům;
- tlaku taveniny - vysoký vnější tlak na taveninu snižuje kritickou velikost zárodků a podporuje krystalizaci [54].

Změnu Gibbsovy energie pro vznik krystalizačního zárodku ΔG_Z lze stanovit:

$$\Delta G_Z = V_Z \cdot \Delta G_V + S_Z \cdot \sigma_{t-z} \cdot \sin \vartheta \quad (5.1)$$

- kde značí:
- V_Z - objem zárodku [m^3];
 - ΔG_V - změnu Gibbsovy energie na vytvoření objemu zárodku [$J \cdot m^{-3}$];
 - S_Z - povrch zárodku [m^2];
 - σ_{t-z} - povrchové napětí na rozhraní tavenina – krystalický zárodek [$N \cdot m^{-1}$];
 - ϑ - úhel smáčení mezi taveninou a zárodkem [$^\circ$].

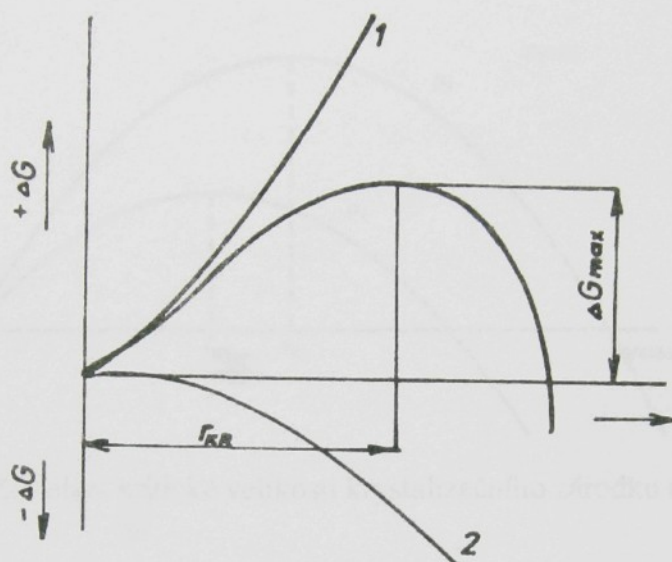


Pro ideální krystalizační zárodek tvaru koule lze změnu Gibbsovy energie stanovit:

$$\Delta G_z = 4\pi \cdot r^2 \cdot \sigma \cdot \sin \vartheta - 4/3 \pi \cdot r^3 \cdot (G_s - G_L) \quad (5.2)$$

kde značí: r - poloměr krystalizačního zárodku [m];

Na obr. 5-2 jsou v grafické formě uvedeny energetické poměry při vzniku zárodků krystalické fáze.



1 – Gibbsova energie potřebná k vytvoření povrchu zárodku;

2 – Gibbsova energie potřebná ke vzniku objemu zárodku

Obr. 5-2 Schématické znázornění energetických poměrů při tvorbě zárodku [54]

Z energetické závislosti rozměru krystalizačního zárodku lze odvodit jeho kritickou velikost r_{KR} , která odpovídá maximální energii.

$$\frac{\partial \Delta G}{\partial r} = 0 \rightarrow r_{KR} = k \cdot \frac{\sigma}{\Delta T} \cdot \sin \vartheta \quad (5.3)$$

kde značí: r_{KR} - kritickou velikost zárodku [m];

k - konstantu [1];

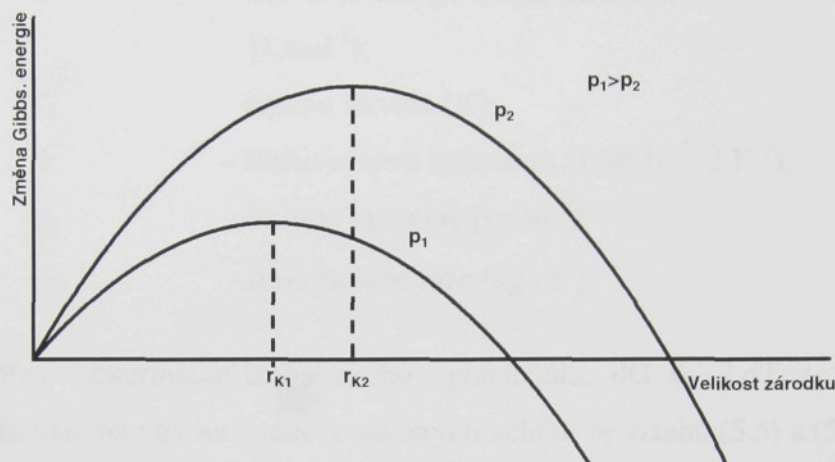
ΔT - podchlazení = $T_{KRi} - T_{KR}$; [°C, K].

5.1 Specifika krystalizace kovů při zvýšeném tlaku

Ze vztahu (5.3) je zřejmé, že na kritickou velikost zárodku má vliv podchlazení taveniny při krystalizaci. Při tlakovém lití má na kritickou velikost zárodku vliv podchlazení taveniny způsobené vysokou akumulací schopností kovové formy a zvýšeným tlakem působícím na krystalizující taveninu.



Zvýšený tlak příznivě působí na vznik malého krystalizačního zárodku o kritické velikosti r_{KR} a tím i na vznik jemnozrnné krystalické struktury. Na obr. 5-3 je uveden vliv tlaku na kritickou velikost krystalizačního zárodku při použití dvou rozdílných tlaků. Z obrázku je zřejmé, že čím větší tlak působí na krystalizující taveninu, tím je kritická velikost zárodků menší.



Obr. 5-3 Závislost kritické velikosti krystalizačního zárodku na tlaku

Podle práce BORISOVA [8] lze kritickou velikost zárodku stanovit podle vztahu:

$$r_{KR} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot M^* (T_L^0 + \Delta T_L^P)}{L_{KR} \cdot \rho \cdot (\Delta T^0 + \Delta T_S^P)} \quad (5.4)$$

- kde značí:
- M^* - molovou hmotnost taveniny [$\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$];
 - L_{KR} - latentní krystalizační teplo taveniny [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$];
 - ρ_1 - hustota taveniny [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$];
 - T_L^0 - teplota likvidu bez působení tlaku [$^{\circ}\text{C}, \text{K}$];
 - ΔT_L^P - zvýšení teploty likvidu při působení tlaku [$^{\circ}\text{C}, \text{K}$];
 - ΔT^0 - podchlazení bez působení tlaku [$^{\circ}\text{C}, \text{K}$];
 - ΔT_S^P - zvýšení teploty solidu při působení tlaku [$^{\circ}\text{C}, \text{K}$].

V souladu s výše uvedenou teorií podle Gibbse a na základě aplikace vlivu tlaku lze charakterizovat krystalizaci při tlakovém lití na základě rychlosti tvorby zárodků v_{iv} [$\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$] a rychlosti jejich růstu v_{rz} [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$]. [73]

Rychlost tvorby zárodků lze vyjádřit rovnicí:

$$v_{iv} = A \cdot \exp\left(-\frac{U}{k \cdot T_L}\right) \cdot \exp\left(-\frac{K_1}{T_L (\Delta T)^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{2K_1 \cdot \Delta \rho \cdot T_L}{L_{KR} \rho_1 \cdot \rho_2} \cdot \frac{p}{T_L (\Delta T)^3}\right) \quad (5.5)$$



Rychlost růstu zárodků lze vyjádřit rovnicí:

$$v_{rz} = K_2 \cdot \exp\left(-\frac{U}{k \cdot T_L}\right) \cdot \exp\left(-\frac{K_2}{T_L \cdot \Delta T}\right) \cdot \exp\left(-\frac{K_2 \cdot T_L \cdot \Delta \rho}{L_{KR} \cdot \rho_1 \cdot \rho_2} \cdot \frac{p}{T_L (\Delta T)^2}\right) \quad (5.6)$$

kde značí:

- A, K₀, K₁, K₂ - materiálové konstanty [1];
- p - tlak působící na taveninu [Pa];
- U - aktivační energii difúze atomů taveniny v blízkosti zárodku [J.mol⁻¹];
- T_L - teplotu likvidu [K];
- k - Boltzmanovu konstantu (1,38.10⁻²³ J.K⁻¹).
- ρ₁ - hustotu taveniny [kg.m⁻³];
- ρ₂ - hustotu tuhé fáze [kg.m⁻³].

Z vyjádření izotermicko-izobarického potenciálu: $dG = -S \cdot dT + V dp$, je možné předpokládat, že tlak má vliv na hodnoty některých veličin ze vztahů (5.5) a (5.6).

BORISOV [8] sledoval vliv tlaku na aktivační energii U [J.mol⁻¹] na základě vztahu:

$$U = U_0 (1 + \beta \cdot p), \quad (5.7)$$

kde značí:

- U₀ - aktivační energii při atmosférickém tlaku [J.mol⁻¹];
- β - koeficient [1].

Vlivem tlaku na počet krystalizačních zárodků se zabýval BATYŠEV [2], který dospěl k závěru, že počet zárodků s tlakem roste. Výzkumy současně ukázaly, že největší vliv tlaku se projevuje ve stádiu fázové přeměny taveniny v tuhou fázi. Nejdůležitějším ukazatelem této fázové přeměny je změna objemů. Tento názor je vysvětlován tím, že kov se může v podchlazeném stavu vyskytovat jako tavenina i pod teplotou likvidu. Je zde vycházeno z děrové teorie tavenin podle Frenklina. Za předpokladu, že změna objemu taveniny pod tlakem je spojená s odstraňováním „volného“ objemu v důsledku eliminace děr, uvádí BORISOV [8] tuto závislost mezi velikostí tlaku a změnou objemu [73]:

$$V - V_p = N \cdot V_D \cdot \exp\left(-\frac{\Delta G_D}{RT}\right) \cdot [1 - \exp\left(-\frac{p \cdot V_D}{k \cdot T}\right)], \quad (5.8)$$

kde značí:

- V - počáteční objem taveniny (kovu s dírami) [m³];
- V_p - objem kovu při působení tlaku [m³];
- V_D - objem jedné díry [m³];
- N - počet atomů kovu [1];
- ΔG_D - změnu Gibbsovy energie potřebné pro vznik jedné díry [J.m⁻³].



Vztah (5.8) vyjadřuje skutečnost, že působením tlaku je možné zmenšit celkový objem při té stejné teplotě do takové míry, že proběhne přeměna taveniny na krystalickou fázi.

Vliv tlaku na teplotu krystalizace kovů a jejich slitin (na teplotu likvidu nebo solidu) vyjadřuje Clausiusova-Clampeyronova rovnice:

$$\frac{dT}{dp} = \frac{T(V_L - V_S)}{\Delta H_{L,S}^0}, \quad (5.9)$$

kde značí: $\Delta H_{L,S}^0$ - změnu entalpie při krystalizaci [$\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$];
 $(V_L - V_S)$ - rozdíl molových objemů v kapalném a tuhém stavu [$\text{m}^3 \cdot \text{mol}^{-1}$];
 T - teplotu [K];
 dT/dp - diferenciální koeficient udávající změnu teploty krystalizace v závislosti na tlaku.

Tento zákon vysvětluje zvýšení teploty krystalizace odlévané slitiny účinkem tlaku jako důsledek zmenšení měrného objemu [73].

Obecně mohou existovat dva případy změny měrného objemu:

- a) $V_L > V_S \Rightarrow dT/dp > 0$ – teplota krystalizace s tlakem roste.
- b) $V_L < V_S \Rightarrow dT/dp < 0$ – teplota krystalizace s tlakem klesá.

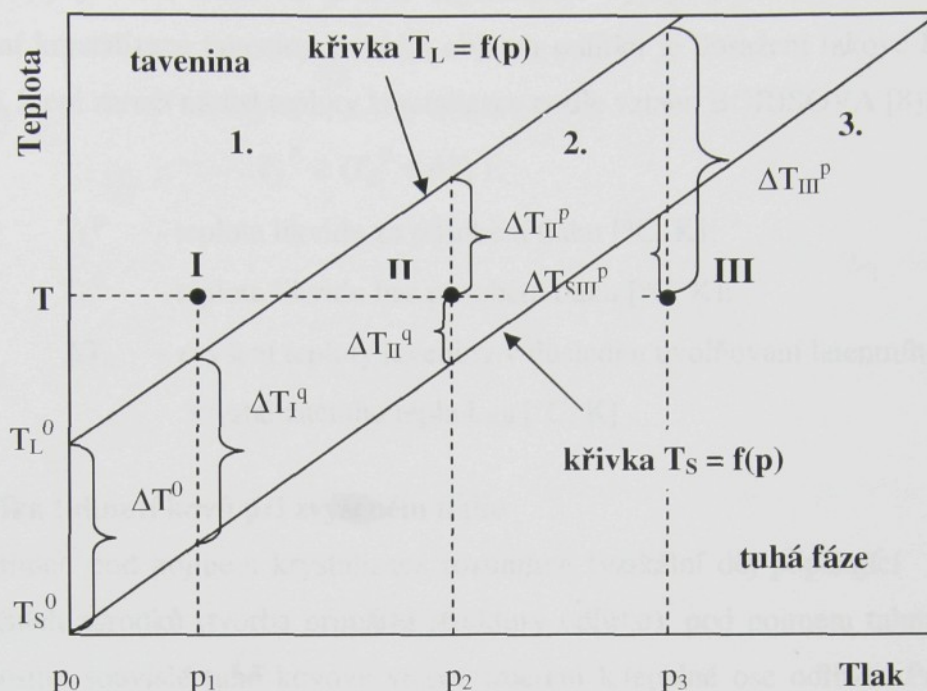
U kovů zpravidla platí, že $V_L > V_S \Rightarrow dT/dp > 0$ – teplota krystalizace s rostoucím tlakem roste. Pokud tavenina krystalizuje za působení tlaku, sehrává důležitou úlohu tzv. atermické podchlazení (podchlazení je důsledkem působení tlaku, ne teploty).

Na obr. 5-4 je uvedeno schéma působení tlaku na krystalizující slitinu o teplotě likvidu (T_L) a solidu (T_S). V důsledku působení tlaku dochází k posuvu rovnovážných teplot likvidu T_L a solidu T_S do oblasti vyšších teplot ($T_L = f(p)$ a $T_S = f(p)$). Na schématu jsou 3 oddělené oblasti. Oblast 1 – stabilního tekutého stavu; oblast 2 – metastabilního tekutého stavu; oblast 3 – metastabilního tuhého stavu. Za předpokladu, že tavenina má teplotu T , lze ze schématu vyčíst podmínky vzniku atermického podchlazení taveniny vlivem jejího teplotně-tlakového stavu.

Při tlaku p^0 (atmosférický tlak) je teplota likvidu T_L^0 , teplota solidu T_S^0 a podchlazení ΔT^0 . Tyto podmínky přísluší oblasti 1, ve které se může proces krystalizace taveniny uskutečnit jen v důsledku intenzivního podchlazení, jak je typické pro gravitační liti do kovových forem.



Je-li tlak na taveninu vyšší než p_0 , např. p_1 je teplota T nad křivkou likvidu. Rozdíl teplot likvidu a solidu při tlaku p_1 je ΔT_I^q . Hodnota podchlazení ΔT_I^q se v tomto případě shoduje s teplotou podchlazení ΔT^0 bez působení tlaku.



Obr. 5-4 Vliv teplotně-tlakového stavu na vznik atermického podchlazení taveniny při tlakovém lití [73]

Při tlaku p_2 jsou takové podmínky, že teplota T je v oblasti 2 (v metastabilním stavu taveniny), průsečík teploty T a tlaku p_2 je označen II. Pak od teploty T (resp. bodu II) do teploty likvidu lze vymezit teplotní interval ΔT_{II}^p (podchlazení při působení tlaku) a od bodu II do teploty solidu teplotní interval ΔT_{II}^q (podchlazení bez působení tlaku). V této oblasti je podchlazení vznikající v důsledku tlaku ΔT_{II}^p pro zajištění krystalizace nedostatečné, protože teplota T (bod II) není v oblasti pod solidem T_S . Rozhodujícím faktorem je dodatečné podchlazení ΔT_{II}^q .

Změna v procesu krystalizace nastává splněním podmínky $T_S^0 < T < T_S^p$. V tomto případě krystalizaci zabezpečuje podchlazení v důsledku tlaku – oblast 3 (metastabilního tuhého stavu).

Působením tlaku p_3 na taveninu jsou vytvořeny takové podmínky, že teplota T je v oblasti 3. Zde je průsečík teploty T a tlaku p_3 označen III. Pak od teploty likvidu T_L do bodu III lze vymezit teplotní interval ΔT_{III}^p a od teploty solidu T_S do bodu III teplotní interval ΔT_{SIII}^p . Výsledná hodnota podchlazení ΔT_{III}^p převyšuje hodnotu ΔT^0 , tím více, čím více je tavenina v okamžiku působení tlaku podchlazená při $(T \rightarrow T_S^0)$ a platí: $\Delta T_{III}^p = \Delta T^0 + \Delta T_{SIII}^p$.



Z uvedeného vztahu plyne, že intenzita odvodu tepla z krystalizující taveniny je v procesu krystalizace určující v případě, že $\Delta T^0 > \Delta T_S^P$. V opačném případě, když $\Delta T^0 < \Delta T_S^P$, sehrává v procesu krystalizace vedoucí úlohu tlak [73].

Z analýzy vlivu tlaku na proces krystalizace vyplývá, že nutnou podmínkou pro uskutečnění krystalizace taveniny v celém objemu odlitku je dosažení takové hodnoty tlaku v tavenině, která zaručí nárůst teploty krystalizace podle vztahu BORISOVA [8]:

$$T_L^P \geq (T_L^0 + \Delta T_L), \quad (5.10)$$

kde značí: T_L^P - teplota likvidu za působení tlaku [$^{\circ}\text{C}$, K];
 T_L^0 - teplota likvidu bez působení tlaku [$^{\circ}\text{C}$, K];
 ΔT_L - zvýšení teploty taveniny v důsledku uvolňování latentního
krystalizačního tepla L_{KR} [$^{\circ}\text{C}$, K].

5.2 Specifika tuhnutí kovů při zvýšeném tlaku

Zatímco pod pojmem krystalizace rozumíme fyzikální děj popisující tvorbu a růst krystalizačních zárodků (tvorba primární struktury odlitků), pod pojmem tuhnutí rozumíme vznik a postup souvislé tuhé kovové vrstvy směrem k tepelné ose odlitku. Průběh tuhnutí odlitku závisí na charakteru odlitku, tepelně-fyzikálních vlastnostech odlévané slitiny a slévárenské formy a na celé řadě technologických podmínek.

Tuhnutí tlakově litého odlitku začíná od líce formy vlivem její velké ochlazovací schopnosti a navíc k němu přispívají i tlakové poměry v tavenině.

Zvláštnosti procesu tuhnutí odlitků ze slitin Al-Si pod tlakem sledoval úzký okruh autorů. Všechny dostupné práce zabývající se sledováním vlivu tlaku na dobu tuhnutí odlitku uvádějí, že pro tuto technologii lze vyčlenit dvě oblasti tlaků: oblast od atmosferického tlaku do 100 MPa a oblast od 100 MPa výše. Největší zkrácení doby tuhnutí se podle těchto autorů uskutečňuje v oblasti tlaků do 100 MPa [73].

Na základě provedených experimentů dospěl FUJII [22] k analogicky podobnému závěru jako CHVORINOV [54], že doba tuhnutí tlakově litého odlitku je závislá na jeho modulu:

$$t = K^* \cdot M^2, \quad (5.11)$$

kde značí: t - dobu tuhnutí odlitku [s];
 K^* - koeficient tuhnutí odlitku [$\text{s} \cdot \text{m}^{-2}$]
- pro lití pod tlakem $K^* = 211\,000 \text{ s} \cdot \text{m}^{-2}$;
- pro gravitační lití do kovové formy $K^* = 421\,000 \text{ s} \cdot \text{m}^{-2}$;
 M - modul odlitku [m].



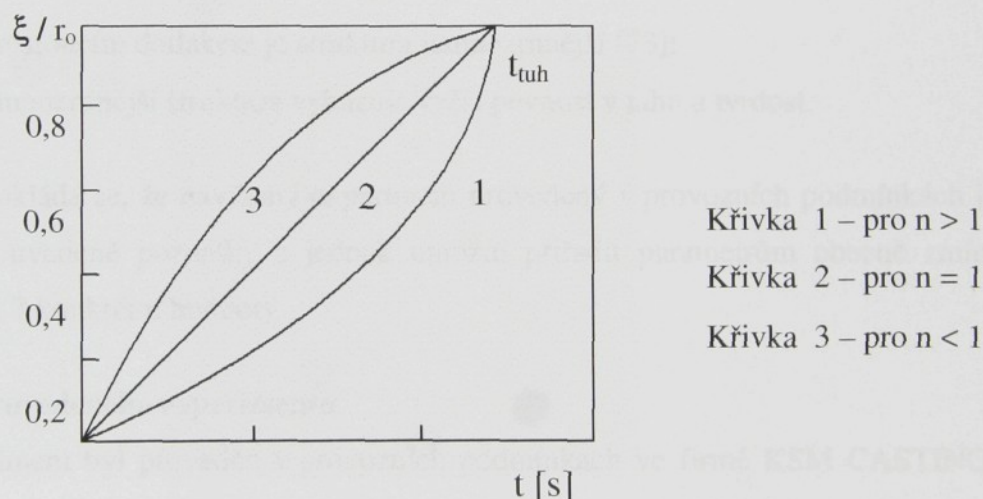
Sledováním tloušťky tuhé fáze při tuhnutí odlitků se zabýval NISHIDA [45], který prováděl výpočet ztuhlé vrstvy odlitku pomocí numerické metody konečných prvků. Současně stanovil i obecný vztah pro výpočet ztuhlé vrstvy tlakově litého odlitku tvaru válce:

$$\xi = r_0 \cdot K^* \cdot t^n \quad (5.12)$$

kde značí: ξ - tloušťku ztuhlé vrstvy odlitku [m];
 n - součinitel kinetiky tuhnutí [1];
 r_0 - poloměr odlitku [mm].

Na velikost součinitele kinetiky tuhnutí n je několik názorů. Na základě experimentů BATYŠEVA [2] a dalších, je hodnota $n > 1$. Podle ZACHAROVA [78] je $n < 2$. ASAŠOV [1] naopak tvrdí, že hodnota součinitele n se v průběhu tuhnutí mění. Toto tvrzení však experimentálně nepotvrdil [17].

V souladu s velikostí hodnoty koeficientu n se mění charakter průběhu křivky, která vyjadřuje nárůst tuhé fáze v závislosti na čase, viz obr.5-5. Jsou zde uvedeny charakteristické křivky nárůstu tuhé fáze ξ/r_0 v závislosti na čase.



Obr. 5-5 Charakteristické křivky nárůstu tuhé fáze pro odlitek tvaru válce
v závislosti na čase podle BATYŠEVA [2]

Z analýzy poznatků získaných na základě dostupné literatury vyplývá, že výsledky jednotlivých autorů, kteří se zabývali problematikou kinetiky procesu tuhnutí odlitků ze slitin Al-Si litých pod tlakem, jsou dosti odlišné, což potvrzuje složitost této problematiky. Odlišné výsledky mohou být také způsobeny různými metodikami experimentálních měření nebo metodami vyhodnocení naměřených výsledků [17].

K upřesnění některých poznatků kinetiky tuhnutí odlitků litých pod tlakem mohou v současné době přispět také simulační programy.



6. EXPERIMENT - VÝCHOZÍ PŘEDPOKLADY

Experiment realizovaný v této práci byl koncipován s ohledem na teoretické poznatky zmíněné v předchozích kapitolách. Jeho cílem bylo zjistit *vliv parametru dotlaku na strukturu a na mechanické vlastnosti vysokotlakých tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru*, jak je formulováno v kap.1.

K jeho přípravě bylo využito teoretických poznatků uváděných v literatuře (kap.4 a 5) shrnutých do následujících bodů:

1. Velikost krystalizačního zárodku je ovlivněna podchlazením taveniny [54];
2. Podchlazení je vyvoláno zvýšeným tlakem působícím na krystalizující taveninu – při tlakovém lití dotlak [73];
3. Podchlazení je zajišťováno akumulací schopností formy – čím vyšší akumulace schopnost formy tím větší podchlazení [47];
4. Akumulační schopnost tlakové lící formy je závislá na její tepelné bilanci (temperační systém, ochranný nástřík líce formy, apod.)
5. S rostoucím dotlakem vzrůstá podíl primární α -fáze ve struktuře [23];
6. S rostoucím dotlakem je struktura jemnozrnější [73];
7. Jemnozrnější struktura vykazuje vyšší pevnost v tahu a tvrdost.

Předpokládá se, že navržený experiment provedený v provozních podmínkách jednak potvrdí výše uvedené poznatky a jednak umožní přiřadit parametrům obecně zmíněným v bodech 1 až 7 konkrétní hodnoty.

6.1 Popis provedeného experimentu

Experiment byl prováděn v provozních podmínkách ve firmě KSM CASTINGS CZ s.r.o. se sídlem v Hrádku nad Nisou a následné vyhodnocení vzorků bylo provedeno na TU v Liberci.

V prvním kroku byl proveden tzv. orientační experiment, ve kterém byla struktura sledována na jednom typu tlakového výpadu nalitým při konstantním lícím cyklu, ale při dvou rozdílných velikostech dotlaku. Tento experiment měl ukázat především na praktické problémy spojené s komplexním studiem zmíněné problematiky.

Ve druhém kroku byl experiment proveden na dvou typech tlakových výpadů. Každý typ výpadu měl vlastní lící cyklus, měněny byly pouze velikosti dotlaků (tři úrovně dotlaku). Byla sledována struktura výpadů a mechanické vlastnosti odlitků. V tomto druhém kroku byl

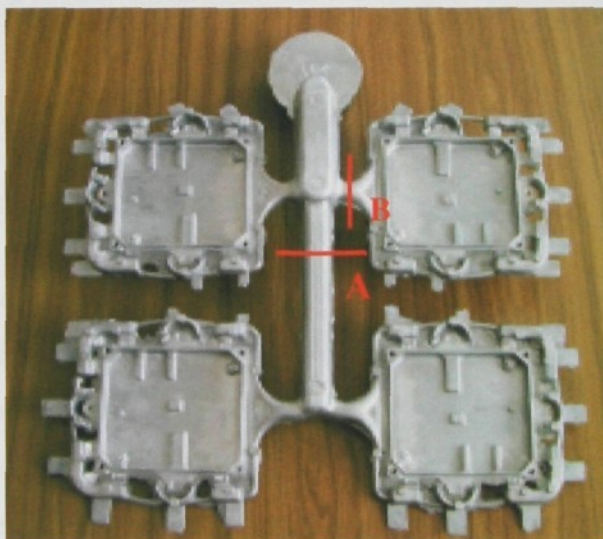


experiment rozšířen o výpočet tepelné bilance použitých forem (návrh obecné metodiky výpočtu tepelné bilance tlakové lící formy je uveden v kap.4).

6.1.1 První krok – orientační experiment

Byla sledována výsledná struktura na výpadu (obr. 6-1) nalitém na tlakovém stroji se studenou lící komorou CLH 400.03 ze slitiny EN 1706 AlSi12Cu1(Fe) (ENAC 47100). Zkušební výpady byly nality s rozdílnou hodnotou dotlaku v lící komoře se snahou o dodržení jinak stejných technologických podmínek (konstantní lící cyklus). Lící parametry byly zaznamenány zařízením Electronics a výstup z tohoto zařízení je zobrazen na obr.6-2, kde jsou uvedeny jednotlivé vysvětlivky. Vzorek č.1 byl nalit s dotlakem cca 100 MPa (1015 barů) a vzorek č. 2 s nižší hodnotou dotlaku cca 60 MPa (593 barů).

V místech výpadu označených A a B na obr.6-1 byly odebrány vzorky pro metalografické hodnocení struktury (průřez v místě B byl zhruba poloviční proti místu A). Vzorky byly připraveny běžným metalografickým způsobem. Ke zvýraznění struktury byl použit 0,5% roztok kyseliny fluorovodíkové ve vodě. Metalografické hodnocení bylo provedeno na optickém mikroskopu „Neophot 21“.



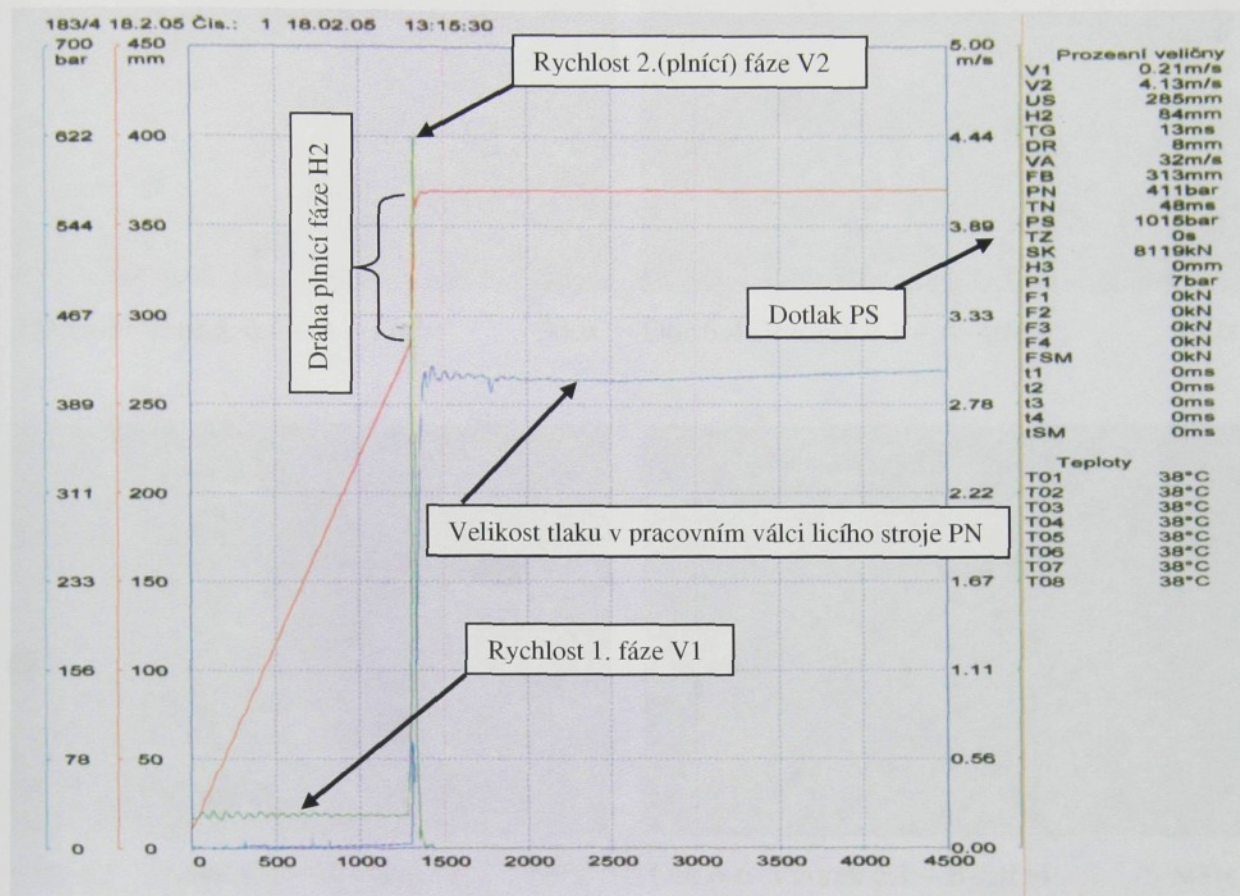
Obr.6-1 Výpad s označením míst odběru vzorků pro metalografické hodnocení

V první fázi byl sledován rozdíl struktury mezi krajem a středem odebraných vzorků. Jednotlivé struktury jsou vyobrazeny na obr.6-3 až 6-6.

Experiment ukázal, že struktura na kraji odebraných vzorků je jemnější než ve středu, a to jak u vzorku A tak i B. Lze předpokládat, že toto je způsobeno rozdílnou rychlostí krystalizace. Nejhrubší struktura je ve středu vzorku A, kde je odvod tepla nejpomalejší. To potvrzují i snímky z elektronového mikroskopu VEGA TS 5130, obr.6-7 a obr. 6-8. Na těchto

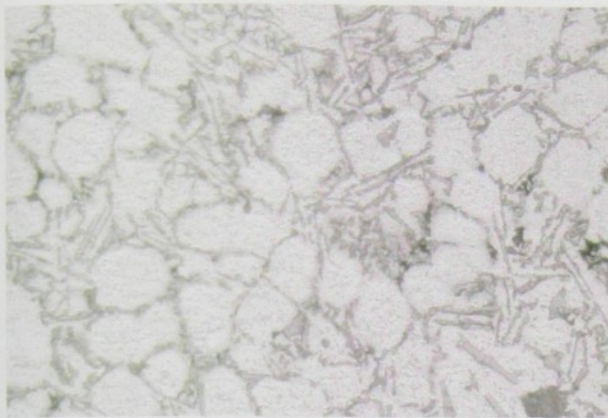


obrázcích je zhrubnutí zrna vlivem pomalejšího odvodu tepla markantnější než na obrázcích z optického mikroskopu.



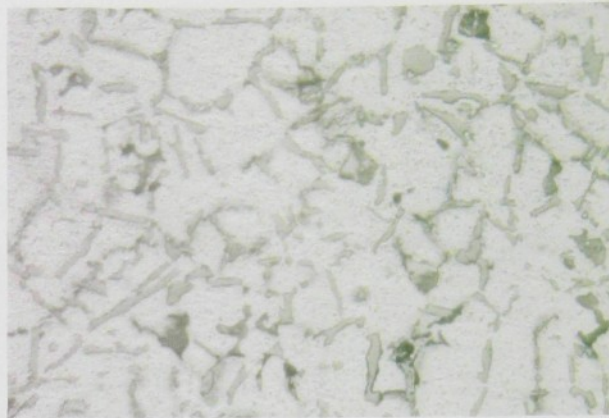
Obr.6-2 Licí parametry vzorku č.1, kde značí:

- V1 - předplňovací rychlost;
- V2 - plnicí rychlost;
- US - bod přepnutí z V1 na V2;
- H2 - dráha plnicí fáze (V2);
- TG - čas plnění formy (čas, za kterou píst urazí dráhu H2);
- DR - výška tablety;
- VA - rychlost v naříznutí;
- FB - teoreticky spočtený bod přepnutí z V1 na V2;
- PN - pracovní tlak stroje;
- TN - rychlost náběhu dotlaku;
- PS** - **dotlak = tlak v licí komoře;**
- TZ - čas cyklu;
- SK - otevírací síla;
- H3 - dráha pístu při působení dotlaku.



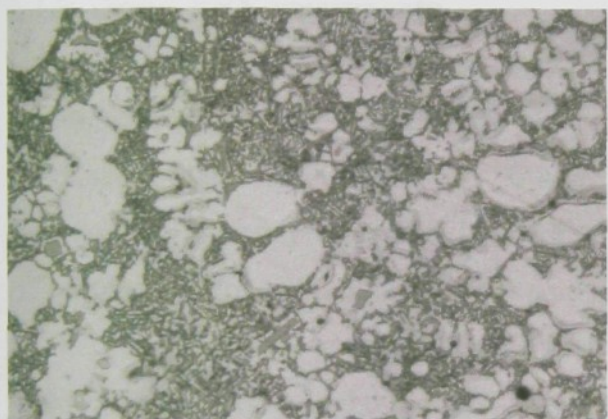
Obr.6-3 Vzorek č.1 – A – kraj

500x



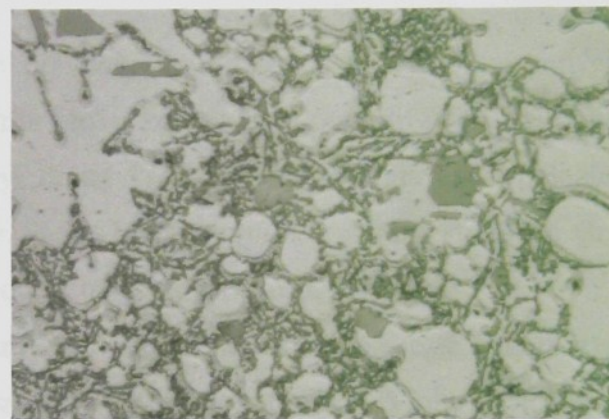
Obr.6-4 Vzorek č.1 – A- střed

500x



Obr.6-5 Vzorek č.1 – B – kraj

500x

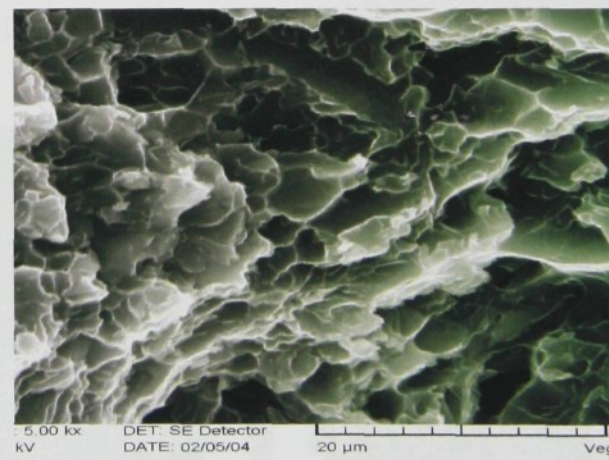


Obr.6-6 Vzorek č.1 – B- střed

500x

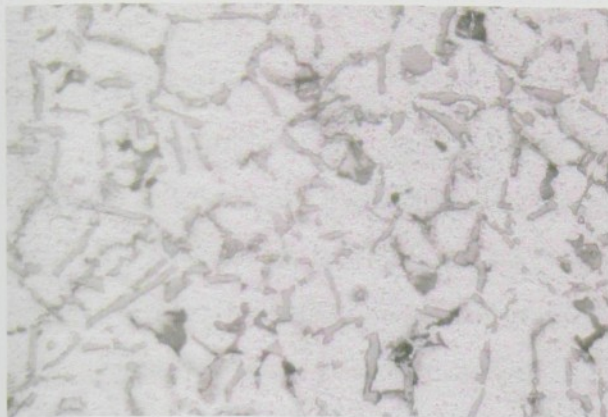


Obr.6-7 Vzorek č.1 – A - lom



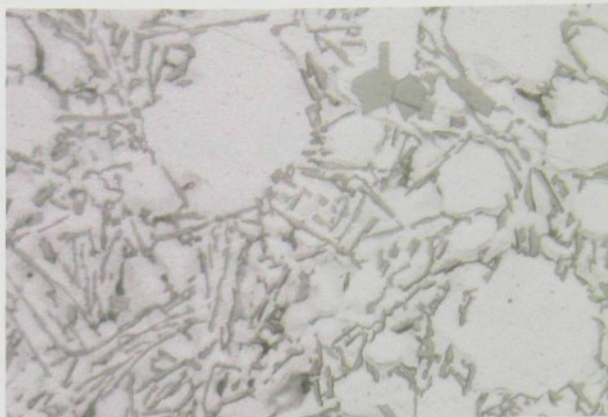
Obr. 6-8 Vzorek č.1 – B - lom

Vliv velikosti dotlaku působícího při krystalizaci na výslednou strukturu zachycují obr.6-9 a 6-10. Provedeným experimentem bylo prokázáno, že vlivem působení vysokého tlaku při tuhnutí dochází také ke zjemnění výsledné struktury.



Obr. 6-9 Vzorek č.1 – A – střed

500x



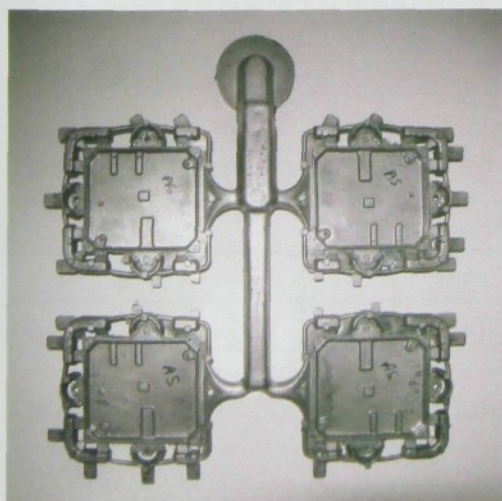
Obr. 6-10 Vzorek č.2 – A- střed

500x

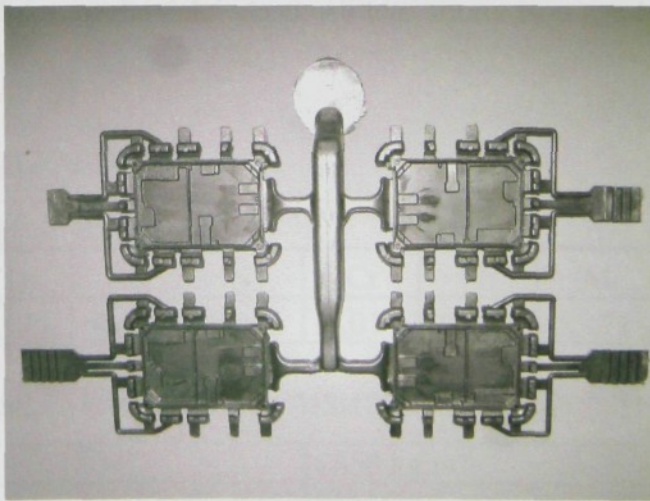
6.1.2 Druhý krok experimentu

Od tohoto druhého kroku se očekávalo potvrzení a upřesnění informací získaných v prvním kroku experimentu. Protože se v prvním kroku experimentu potvrdil významný vliv rychlosti ochlazování na strukturu odlitku, byl druhý krok rozšířen o sestavení tepelného bilančního schématu pro použité tlakové formy. Stejně jako v prvním kroku byl studován vliv dotlaku na výslednou strukturu odlitku a na jeho mechanické vlastnosti.

Pro zobecnění poznatků byl ve druhém kroku experiment rozšířen ještě o další typ odlitku, který se od prvního typu liší svými rozměry a licími podmínkami. V obou případech se jedná o tenkostěnné jednoduché odlitky deskovitého tvaru, jejichž výpady jsou zobrazeny na obr. 6-11 (shodný s obr.6-1) a obr. 6-12. Pro větší přehlednost bude nadále v práci při popisu experimentu používáno označení jednotlivých typů výpadů Typ 1 a Typ 2.



Obr. 6-11 Výpad – Typ 1



Obr. 6-12 Výpad - Typ 2

Pro každý typ výpadu byla stanovena tepelná bilance tlakové formy a hodnocena struktura výpadu (odlitků i vtokové soustavy), pevnost a tvrdost odlitků.



7. EXPERIMENT - PODMÍNKY REALIZACE

7.1 Použitá slitina

Pro výrobu obou typů odlitků byla použita slitina EN 1706 AlSi12Cu1(Fe) (ENAC 47100). Vsázka byla připravena z nového a vratného materiálu v poměru 60/40. Nový materiál byl ve formě housek (cca 7 kg) a spolu s vratným materiálem byl taven v plynové kelímkové peci MORGAN osazené grafitovým kelímkem o obsahu 800 kg. Během tavení byla tavenina upravena pomocí rafinační soli COVERAL GR 2410.

Po roztavení slitiny a ohřátí na teplotu 780°C byla slitina přelita do transportního kelímku a odplyněna pomocí zařízení FDU – FOSECO směsí plynu N₂/H₂ - 80/20. Odplynění probíhalo po dobu 3 min při průtoku plynu 20 l.min⁻¹. Slitina se během odplynění neočkovala ani nemodifikovala.

V případě odlitků – výpad Typ1 byla tavenina dále přelita do udržovací pece MIWY-FS75 o obsahu 200 kg, ze které automatický dávkovač zásobuje tlakový licí stroj stanoveným množstvím taveniny (cca 1,03 kg). Teplota taveniny v udržovací peci stroje byla 670°C ±5°C.

V případě odlitků – výpad Typ 2 byla tavenina přelita do udržovací pece STRIKO WESTOFEN W 650 SL ProDos, kde její teplota byla také 670°C ±5°C a z ní bylo potřebné množství taveniny (cca 1,342 kg) automaticky dávkováno do licí komory tlakového licího stroje.

U obou typů tlakových strojů byla teplota taveniny v licí komoře 630°C, naměřené hodnoty teplot jsou uvedeny v příloze č.4, tab. P4.5 a v příloze č.5, tab. P5.5.

Chemické složení taveniny zjištěné pomocí zařízení ARL 3460 Metals analyzátor je zaznamenáno v tab. 7.1 a základní fyzikální a mechanické vlastnosti této slitiny jsou uvedeny v tab. 7.2.

Tabulka 7.1 Chemické složení slitiny AlSi12Cu1(Fe)

Chemické složení slitiny AlSi12Cu [%]										
Cu	Mg	Si	Fe	Mn	Ti	Zn	Ni	Cr	Pb	Al
1,12	0,23	11,27	0,73	0,227	0,129	0,465	0,046	0,017	0,042	85,71

Tabulka 7.2 Základní fyzikální a mechanické vlastnosti slitiny AlSi12Cu1(Fe) [61]

Hustota	2650 kg.m ⁻³
Teplota krystalizace	585°C
Latentní krystalizační teplo	497000 J.kg ⁻¹
Měrná tepelná kapacita taveniny	1131 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Měrná tepelná kapacita materiálu v tuhém stavu	1080 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Mez pevnosti v tahu	220 – 300 MPa
Tvrdost dle Brinella	60 – 120 HB



7.2 Tlakový licí stroj

Lití výpadu Typ 1 bylo provedeno na horizontálním tlakovém stroji se studenou licí komorou CLH 400.03 Vihorlat Snina a lití výpadu Typ 2 na stroji TOS TL5-630/750. V tabulce 7.3 jsou parametry těchto strojů uváděné výrobcem. Průměr licího pístu působícího na taveninu v licí komoře byl pro výpad Typ 1 - 70mm a pro výpad Typ 2 - 75mm.

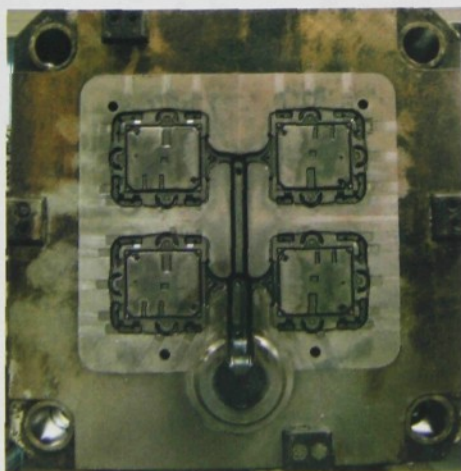
Tabulka 7.3 Technické parametry tlakového licího stroje uváděné výrobcem

Tlakový licí stroj	CLH 400.03	TOS TL5-630/750
Uzavírací síla	4000 kN	7500 kN
Rozměr upínacích desek	900 x 900 mm	1200 x 1200 mm
Výška formy max/min	750 / 250 mm	900 / 350 mm
Průměr sloupů	125 mm	150 mm
Síla hydraulického vyrážače	14 - 200 kN	50 - 330 kN
Lisovací síla	90 - 390 kN	280 - 607 kN
Maximální množství nalitého kovu	6,15 kg	10,6 kg
Zdvih vyrážače	130 mm	160 mm
Zdvih lisovacího pístu	470 mm	560 mm
Průměr plnicích komor (min/max)	50 / 100 mm	60 / 120mm
Čas cyklu naprázdno	7 s	-
Hmotnost stroje	16 000 kg	26 500 kg
Rozměry stroje (d x š x v)	7900 x 2400 x 3000 mm	7950 x 2800 x 2750 mm

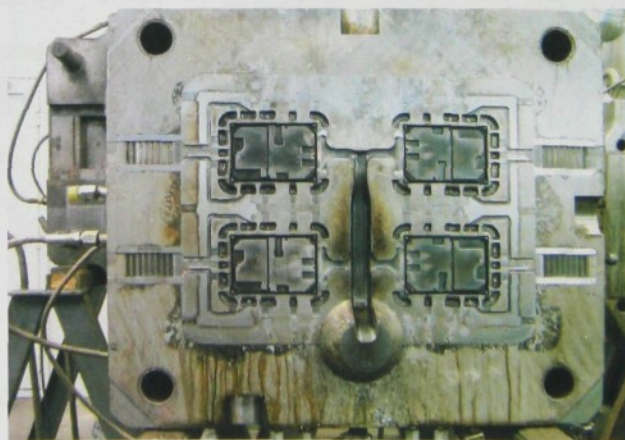
7.3 Tlaková licí forma

Na tlakových licích strojích byly nasazeny v obou případech čtyřnásobné formy, viz obr.7-1 a 7-2. Rám pevné i pohyblivé části formy byl vyroben z mat. DIN 1.2311 a do něho byly vsazeny tvarové vložky vyrobené z nástrojové legované oceli Dievar X35CrMoV5-2 od firmy Uddeholm.

Vyhození odlitku včetně vtokového zbytku je zabezpečeno pomocí vyhazovacího zařízení.



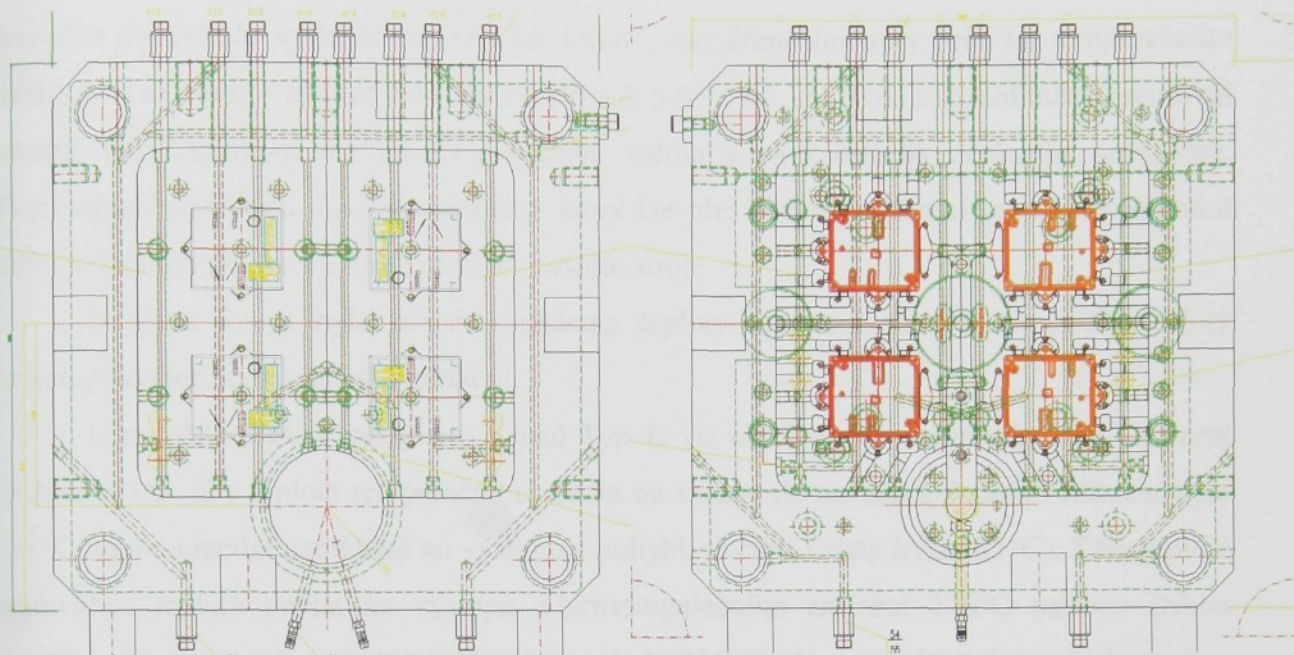
Obr. 7-1 Pohyblivá část tlakové licí formy pro výpad Typ1



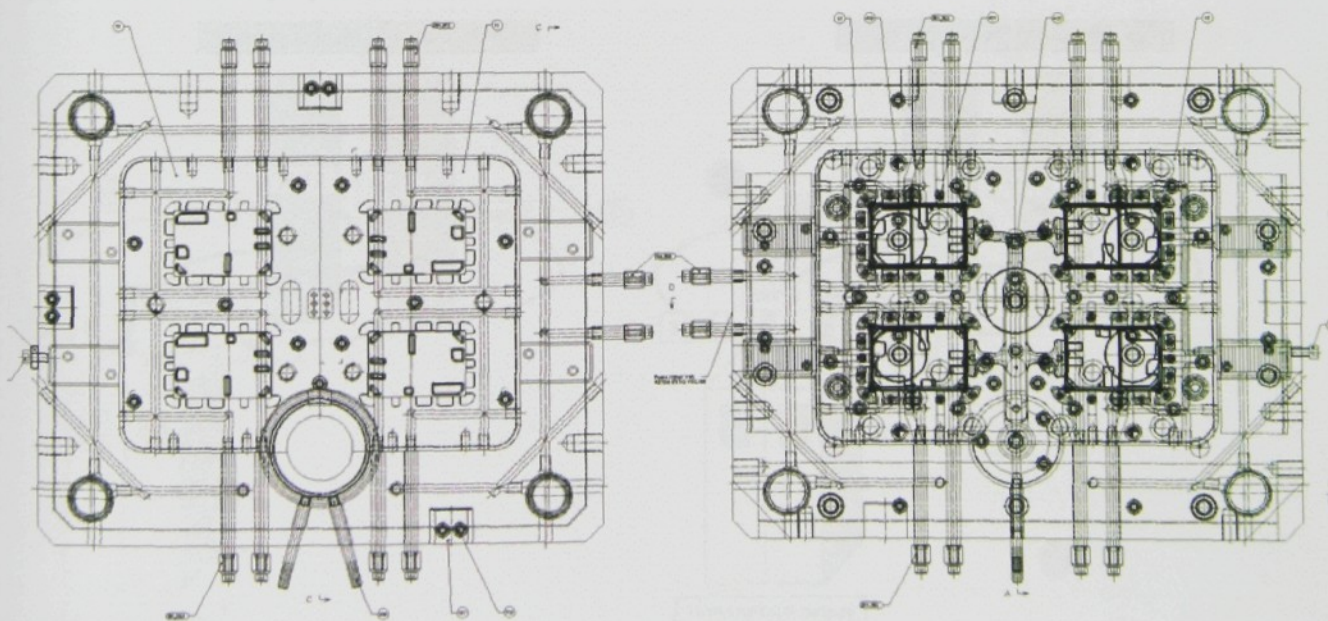
Obr. 7-2 Pohyblivá část tlakové licí formy pro výpad Typ 2



Tlaková forma je připojena k termoregulačnímu zařízení, které zajišťuje ohřev forem před zahájením lití a temperaci forem během procesu lití. Rozložení temperačních kanálů je uvedeno na obr. 7-3 a 7-4.



Obr. 7-3 Schématické znázornění temperačních kanálů u pevné a pohyblivé části tlakové lící formy pro odlitek Typ 1



Obr. 7-4 Schématické znázornění temperačních kanálů u pevné a pohyblivé části tlakové lící formy pro odlitek Typ 2

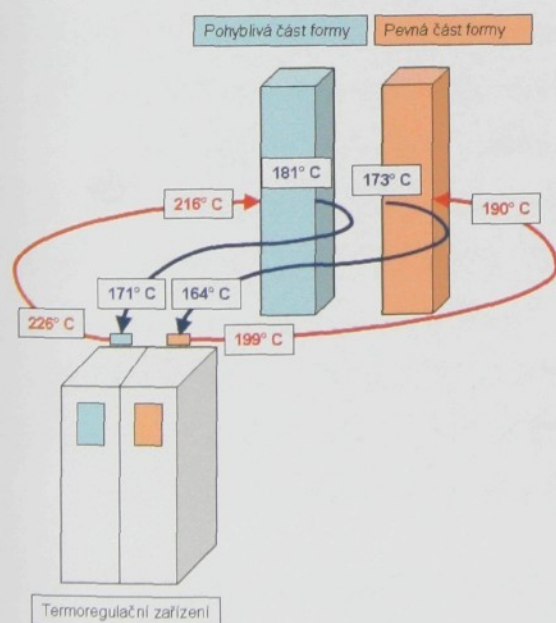


7.4 Termoregulační zařízení

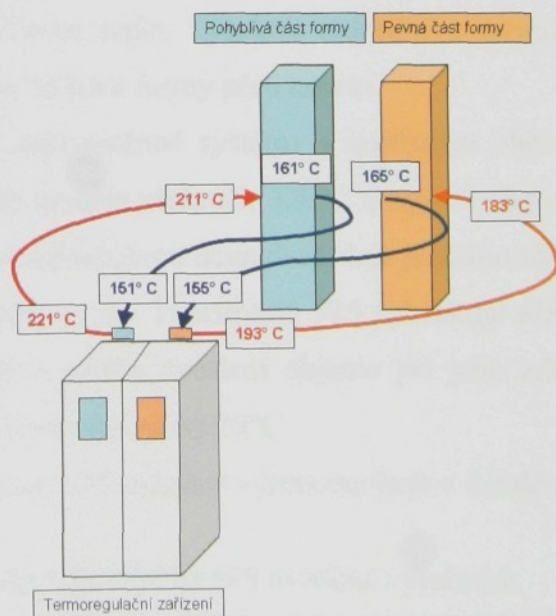
Tlaková licí forma byla připojena k termoregulačnímu zařízení firmy Thermobiehl s typovým označením zubového čerpadla 0016. Podle technické dokumentace je maximální průtok temperačního média zubovým čerpadlem $16 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$. Experimentálně bylo zjištěno, že čerpadlo dodává do systému pouze $12,8 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$, naměřené hodnoty průtoku temperačního média jsou uvedeny v příloze č.4 (tab. P4.19) a č. 5 (tab. P5.19). Toto zařízení může regulovat vstupní nebo výstupní teplotu temperačního média v závislosti na zvoleném programu. Thermobiehl je osazen mikroprocesorem, který lze přes sériové rozhraní propojit s centrální řídicí jednotkou jak na PC tak i na řídicí systém stroje.

U obou forem byla použita regulace teploty temperačního média podle teploty na vstupu do termoregulačního zařízení.

U pohyblivé části formy pro výpad Typ 1, viz obr.7-5, bylo termoregulační zařízení nastaveno tak, aby teplota temperačního média na vstupu do termoregulačního zařízení byla 171°C (teplota média naměřená na výstupu z pohyblivé části formy byla 181°C). Této teplotě odpovídala teplota média na výstupu z termoregulačního zařízení 226°C (teplota média naměřená na vstupu do pohyblivé části formy byla 216°C). U pevné části formy byla teplota temperačního média na vstupu do termoregulačního zařízení nastavena na 164°C (teplota média naměřená na výstupu z pevné části formy byla 173°C). Této teplotě odpovídala teplota média na výstupu z termoregulačního zařízení 199°C (teplota média naměřená na vstupu do pevné části formy byla 190°C).



Obr.7-5 Schématické znázornění teplot temperačního média u tlakové licí formy Typ 1



Obr.7-6 Schématické znázornění teplot temperačního média u tlakové licí formy Typ 2



U formy pro výpad Typ 2, viz obr.7-6, bylo termoregulační zařízení nastaveno tak, že u pohyblivé části formy byla teplota na vstupu do tohoto zařízení 151°C (teplota média naměřená na výstupu z pohyblivé části formy byla 161°C). Této teplotě odpovídala teplota média na výstupu z termoregulačního zařízení 221°C (teplota média naměřená na vstupu do pohyblivé části formy byla 211°C). U pevné části formy byla teplota temperačního média na vstupu do termoregulačního zařízení nastavena na 155°C (teplota média naměřená na výstupu z pevné části formy byla 165°C). Této teplotě odpovídala teplota média na výstupu z termoregulačního zařízení 193°C (teplota média naměřená na vstupu do pevné části formy byla 183°C).

Rozdíly teplot temperačního média mezi výstupní teplotou z formy a vstupní teplotou do termoregulačního zařízení (resp. mezi výstupní teplotou z termoregulačního zařízení a vstupní teplotou do formy) je způsobeno tepelnými ztrátami v rozvodu temperačního média od termoregulačního zařízení k tlakové licí formě. Vzhledem k těmto tepelným ztrátám jsou ve výpočtu tepelné bilance (viz kap.8) použity teploty naměřené na vstupu do formy a na výstupu z formy. Naměřené hodnoty teplot temperačního média na vstupu do formy a výstupu z formy u formy Typ 1 jsou uvedeny v příloze č. 4 (tab. P4.17, P4.18) a u formy Typ 2 jsou uvedeny v příloze č.5 (tab. P5.17 a P5.18).

7.5 Temperační médium

Temperačním médiem byl olej Transtherm 525, který se vyznačuje vysokým viskozitním tokem, vysokým koeficientem přenosu tepla, vysokou oxidační a termickou stabilitou, nízkým tlakem par a dobrou ochranou tlakové formy před korozí.

Transtherm 525 je určen pro uzavřené teplosměnné systémy s nepřímým ohřevem. Teplota oleje v zásobní nádrži těchto systémů by neměla překročit 320°C a teplota olejového filmu by neměla být vyšší než 340°C . S ohledem na tepelnou degradaci oleje je nutno zajistit, aby olej proudil rychlostí 2 až $3,5\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Přestože se olej Transtherm 525 vyznačuje nízkým koeficientem teplotní roztažnosti, je nutno brát v úvahu zvětšení objemu při jeho zahřátí. Objem oleje při teplotě 300°C je asi o 20% větší než při teplotě 20°C .

Charakteristické vlastnosti oleje Transtherm 525 uváděné výrobcem jsou v tabulce 7.4.

Tabulka 7.4 Charakteristické vlastnosti oleje TRANSTHERM 525 uváděné výrobcem

Teplota [$^{\circ}\text{C}$]	20	100	150	180	190	200	250	300
Hustota [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]	885	811	778	759	752	746	713	681
Měrná tepelná kapacita [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	1882	2173	2355	2464	2501	2538	2720	2902



7.6 Ochranný nástřík líce formy

Po každém licím cyklu stroje je prováděn ochranný nástřík líce tlakové licí formy. Byl použit ochranný nástřík Klübertec HP 1-147. Tento ochranný nástřík je vodou ředitelná separační látka, jejíž účinné látky tvoří silikonový kopolymer, vosk, emulgátor a inhibitory koroze. Dobrá smáčecí schopnost této separační látky zaručuje stejnoměrnou tvorbu filmu v dutině formy. Základní vlastnosti nástříku Klübertec HP 1-147 uváděné výrobcem jsou v tabulce 7.5.

Tabulka 7.5 Základní vlastnosti nástříku Klübertec HP 1-147 uváděné výrobcem

Hustota nástříku	1000 kg.m ⁻³
Teplota varu	100°C
Hodnota PH	8,5
Podíl účinných látek	22 hmot. %
Optimální ředění vodou	1:100



8. STANOVENÍ TEPELNÉ BILANCE TLAKOVÉ LICÍ FORMY

Cílem této části práce je stanovení tepelných bilancí tlakových licích forem pro odlisky, u kterých bude hodnocena jejich struktura a mechanické vlastnosti. Výpočet tepelné bilance forem pro výpady Typ 1 i Typ 2 byl proveden dle metodiky uvedené v kap. 4.

Všechny vstupní veličiny stanovené v experimentu byly měřeny vždy 10x, z nich byla stanovena průměrná hodnota a směrodatná odchylka. Naměřené hodnoty všech veličin formy pro výpad Typ 1 jsou uvedeny v příloze č. 4 a formy pro výpad Typ 2 v příloze č. 5.

Teplo, které uvolní výpad po dobu setrvání ve formě je dáno rovnicí 4.5. Pro výpočet je nutné kromě určení tepelně-fyzikálních veličin dané slitiny experimentálně stanovit hmotnost taveniny, teplotu lití a teplotu výpadu v okamžiku vyjmutí z formy:

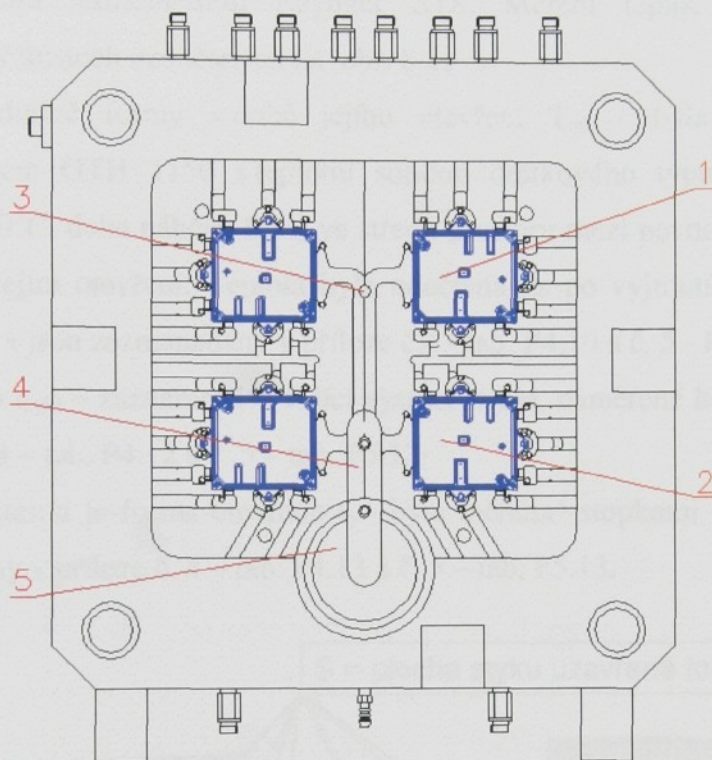
- Hmotnost taveniny – na přesných vahách KPZ 2-03-3 (do 30kg, přesnost 0,1g) byl zvážen výpad (příloha č.4 - tab. P4.1, P4.2, P4.3, P4.4 a č.5 - P5.1, P5.2, P5.3, P5.4);
- Teplota lití – teplota taveniny v udržovací peci byla $670^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$. Ve výpočtu byla uvažována teplota taveniny v licí komoře. Teplota taveniny v licí komoře byla měřena digitálním termometrem GTH 1150 s termočlánkem NiCr-Ni (teplotní rozsah -50°C až 1150°C , rozlišení 1°C , chyba měření $<1\%$), naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č.4 (tab. P4.5) a č.5 (tab. P5.5). Průměrná teplota taveniny v licí komoře byla 630°C ;
- Teplota vyhození výpadu – na jednotlivých částech výpadu byla naměřena různá teplota. Proto byl pro výpočet výpad rozdělen na 3 části – odlitky (T_{vyh1}, m_1), tabletu (T_{vyh2}, m_2) a vtok (T_{vyh3}, m_3). Pro měření teplot na výpadu Typ 1 byl použit teplotní zobrazovač Raytek ThermoView Ti30 a pro vyhodnocení měření byl použit dodávaný software InsideIR. Teploty na výpadu Typ 2 byly měřeny termokamerou ThermaCAM P65 a pro vyhodnocení měření byl použit uživatelský program ThermaCAM QuickView v.3.1. Pro zajištění přesnosti měření byla snaha měřit teplotu z co nejmenší vzdálenosti s ohledem na probíhající výrobní cyklus a jednotlivá měření byla vždy 10x opakována. Teplota v jednotlivých částech výpadu byla pomocí softwaru InsideIR, resp. ThermaCAM QuickView v.3.1 určena jako průměrná hodnota teplot v dané oblasti. Teploty stanovené pomocí těchto softwarů jsou opět uvedeny v příloze č.4 - tab. P4.6, P4.7, P4.8 a č.5 - tab. P5.6, P5.7, P5.8. Správnost měření teplot těmito přístroji byla kontrolována bezkontaktním termometrem Raynger ST8 v pěti kontrolních bodech. Měření teplot termometrem bylo provedeno v místech výpadu odpovídajících označeným místům na lici formy, viz obr. 8-1. Technické údaje jednotlivých měřicích zařízení jsou uvedeny v příloze č. 1, 2 a 3.



Jak už bylo uvedeno v kap.4, teplo uvolněné výpadem (4.4) přechází do formy a z ní je potom odváděno sáláním, prouděním, vedením, temperací a ochranným nástřikem líce formy.

Množství tepla, které je z formy uvolněno sáláním (4.9) a prouděním (4.11) je složeno ze dvou složek a to:

- tepla předaného z vnějšího povrchu formy za dobu pracovního cyklu;
- tepla předaného z dělicí roviny formy po dobu otevření formy.



Obr.8-1 Rozmístění kontrolních bodů na výpadu a líci tlakové formy pro měření teploty

Při výpočtu tepla odvedené z formy vedením do rámu stroje (4.12) je uvažováno, že teplota vnějšího povrchu formy, který je ve styku se strojem T_{PF} je rovna teplotě vnějšího povrchu formy T_{sp} a teplota povrchu stroje, který je ve styku s formou T_{PS} je rovna teplotě okolí T_{ok} .

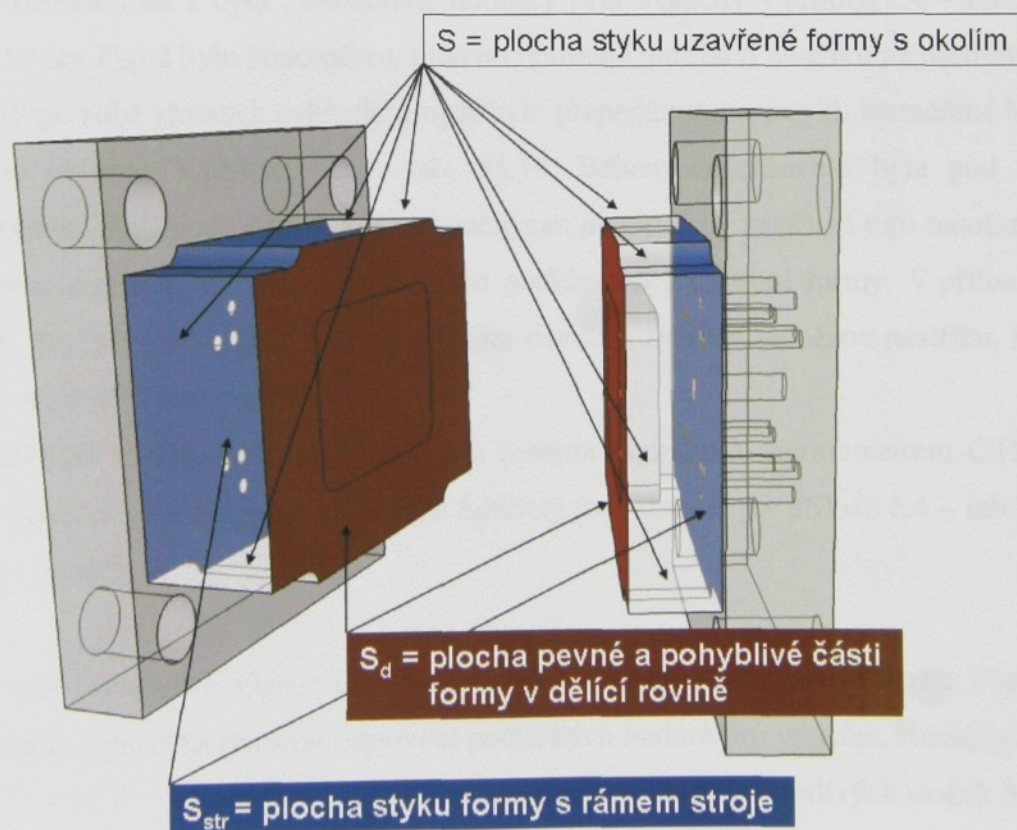
Pro výpočet bylo nutné dále experimentálně určit:

- Plochy, kterými je teplo sdíleno S , S_d , S_{str} - byly určeny z výkresové dokumentace dané tlakové lící formy. Schématické znázornění uvažovaných ploch je uvedeno na obr. 8-2;
- Teplotu na líci formy T_{spd} a teplotu vnějšího povrchu formy T_{sp} - u formy Typ 1 byla stanovena podobně jako teplota výpadu pomocí teplotního zobrazovače Raytek ThermoView Ti30. Teplota jednotlivých částí formy Typ 1 byla stanovena pomocí softwaru InsideIR jako průměrná hodnota teplot snímané plochy. U formy Typ 2 byla



k měření použita termokamera ThermaCAM P65 a teplota jednotlivých částí formy Typ 2 byla stanovena pomocí softwaru ThermaCAM QuickView v.3.1. Teploty stanovené těmito přístroji jsou uvedeny v příloze č. 4 – tab. P4.9, P4.11 a č.5 – tab. P5.9 a P5.11. Výsledná teplota na lici formy T_{spd} a výsledná teplota vnějšího povrchu T_{sp} byla vždy stanovena jako aritmetický průměr teplot pevné a pohyblivé části formy. Pro kontrolu správnosti daných teplot bylo opět provedeno kontrolní měření bezkontaktním termometrem Raynger ST8. Měření teplot termometrem bylo provedeno v místech označených na obr. 8-1;

- Teplotu v dutině formy v době jejího otevření T_{od} – byla měřena digitálním termometrem GTH 1150 s teplotní sondou drátkového typu (termočlánek „K“, $-50^{\circ}\text{C} + 200^{\circ}\text{C}$, doba náběhu 0,5s) ve středu prostoru mezi pevnou a pohyblivou částí formy při jejím otevření. Teplota byla odečtena 2s po vyjmutí odlitku z pohyblivé části formy a jsou zaznamenány v příloze č.4 - tab. P4.10 a č. 5 - P5.10;
- Dobu cyklu t_{cykl} – zaznamenává řídicí systém stroje, naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.12 a č. 5 – tab. P5.12;
- Dobu, po kterou je forma otevřena t_o - byla měřena stopkami – naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č. 4 – tab. P4.13 a č. 5 – tab. P5.13.



Obr. 8-2 Schématické znázornění uvažovaných ploch při výpočtu tepelné bilance



Pro výpočet tepla odvedeného popř. přivedeného temperačním systémem (4.13) bylo nutné experimentálně stanovit:

- Hmotnost temperačního média m_t – byla určena z průtoku zubového čerpadla termoregulačního zařízení, viz kap. 7.4. Naměřené hodnoty průtoku temperačního média jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.19 a č.5 – P5.19;
- Teplotu temperačního média na vstupu T_{vst} a výstupu $T_{výst}$ z formy – byla měřena digitálním termometrem GTH 1150 s termočlánkem NiCr-Ni na vstupu do pevné a pohyblivé části tlakové licí formy a na výstupu z pevné a pohyblivé části formy, viz kap.7.4. Naměřené hodnoty teplot temperačního média jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.17, P4.18 a č.5 – tab. P5.17, P5.18. Teplota T_{vst} a $T_{výst}$ použitá ve výpočtu byla vždy stanovena jako aritmetický průměr hodnot na vstupu do pevné a pohyblivé části formy, resp. na výstupu z pevné a pohyblivé části formy.

Pro výpočet tepla odvedeného z formy ochranným nástřikem jejího líce (4.15) bylo nutné experimentálně stanovit:

- Hmotnost nástřiku m_n – u formy Typ 1 bylo vodoměrem měřeno potřebné množství nástřiku na ošetření formy v 50 po sobě jdoucích cyklech a toto množství bylo rozpočítáno na 1 cykl. Naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.14. U formy Typ 2 bylo vodoměrem měřeno potřebné množství nástřiku na ošetření formy v 10 po sobě jdoucích cyklech a opět bylo přepočítáno na 1 cykl. Naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č.5 – tab. P5.14. Během experimentů byla pod formou umístěna plechová nádoba, kde byl zachycen neodpařený nástřik a toto množství bylo potom odečteno od množství nástřiku potřebného k ošetření formy. V příloze č.4 – tab. P4.15 a č.5 – tab. P5.15 jsou potom uvedena zjištěná množství nástřiku, která se při ošetření forem odpařila;
- Počáteční teplotu nástřiku T_{np} – byla měřena digitálním termometrem GTH 1150 s termočlánkem NiCr-Ni, naměřené hodnoty jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.16 a č.5 – tab. P5.16.

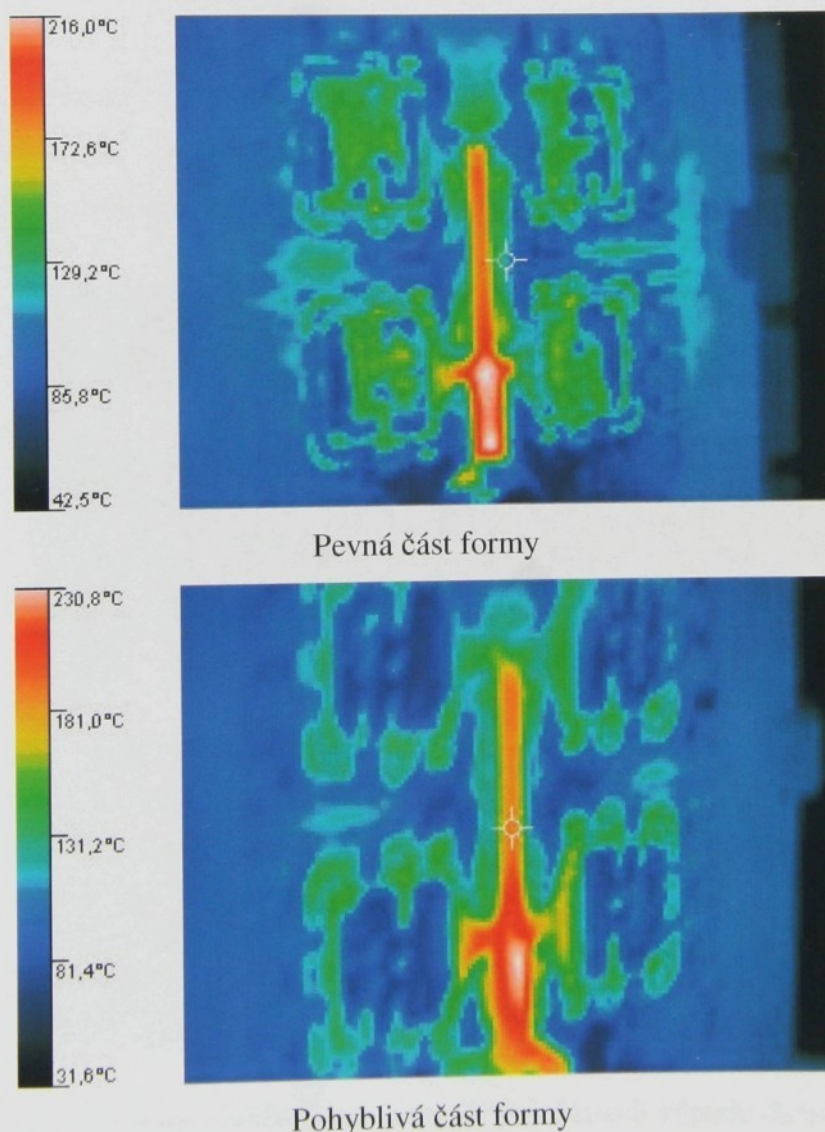
U výpočtu tepelné bilance tlakových licích forem pro oba výpady Typ1 a Typ 2 byla dodržena stejná metodika postupu stanovení potřebných hodnot pro výpočet. Hodnoty použité pro výpočet jednotlivých tepelných bilancí a vypočtené hodnoty jednotlivých složek tepla pro dané formy jsou uvedeny v následujících kapitolách 8.1 a 8.2. Detailní postup výpočtu tepelné bilance formy Typ 1 je uveden v příloze č. 6 a formy Typ 2 je uveden v příloze č.7.



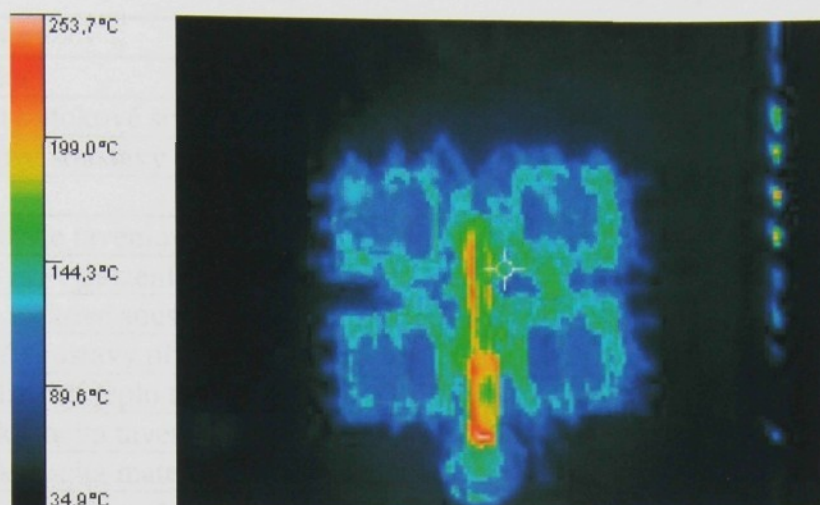
8.1 Tepelná bilance tlakové lící formy pro výpad Typ 1

Na obr. 8-3 je ukázka rozložení teplot na lici pevné a pohyblivé části této formy zachycené teplotním zobrazovačem Raytek ThermoView Ti30. Naměřené hodnoty teplot (stanovené pomocí softwaru InsideIR) jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.11. Ukázka rozložení teplot na výpadu ihned po vyjmutí z formy zaznamenané tímto zařízením je uvedeno na obr.8-4 a naměřené hodnoty teplot (stanovené pomocí softwaru InsideIR) jsou uvedeny v příloze č.4 – tab. P4.6, P4.7, P4.8.

Teploty naměřené v kontrolních místech, viz obr. 8-1, pomocí termometru Raynger ST8 na pevné a pohyblivé části formy jsou zaznamenány v příloze č.8 v tab. P8.1 a P8.2, v tab.P8.3 jsou uvedeny teploty naměřené na vnějším povrchu uzavřené formy a v tab. P8.4 teploty naměřené termometrem na výpadu okamžitě po vyjmutí z formy. Na obr. 8-5 jsou potom uvedeny průměrné hodnoty teplot v jednotlivých částech výpadu.

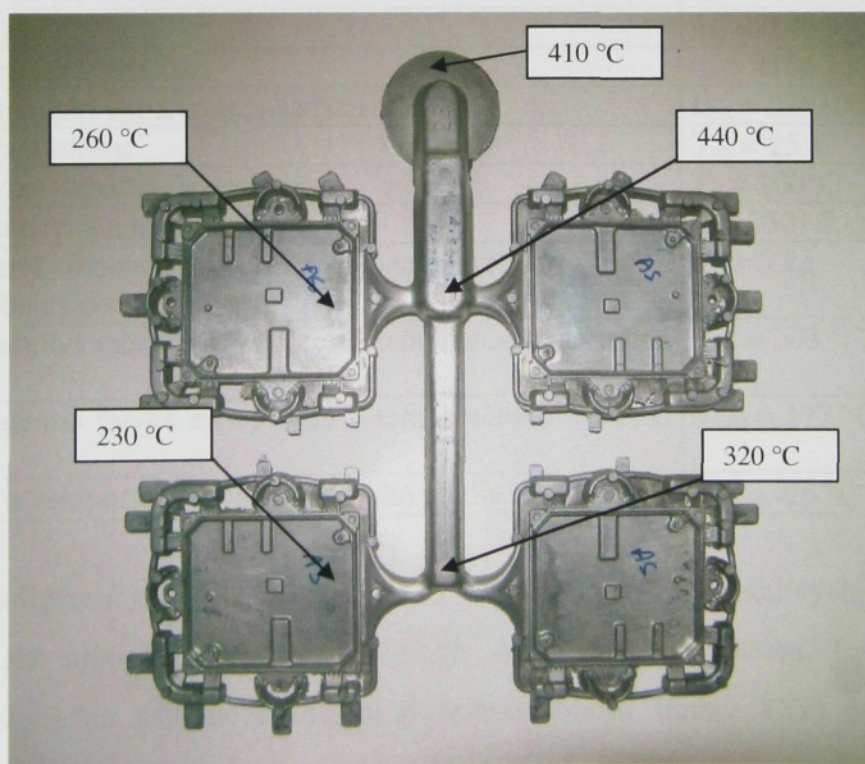


Obr.8-3 Záznam rozložení teplot na lici pevné a pohyblivé části formy Typ 1 ze zobrazovače Raytek ThermoView Ti30 (Při měření byl použit filtr 2,0.)



Obr. 8-4 Záznam rozložení teplot na výpadu Typ 1 ze zobrazovače Raytek ThermoView Ti30
(Při měření byl použit filtr 2,0.)

V tabulce 8.1 jsou uvedeny všechny veličiny použité pro výpočet tepelné bilance tlakové licí formy pro výpad Typ 1. Detailní postup výpočtu je uveden v příloze č.6. Vypočtené hodnoty jednotlivých složek tepla jsou uvedeny v tabulce 8.2.



Obr.8-5 Průměrné teploty naměřené na jednotlivých částech výpadu ihned po vyjmutí z formy – Typ 1



Tabulka 8.1 Hodnoty použité pro výpočet tepelné bilance formy Typ 1

Hmotnost taveniny	$m = 1,03 \text{ kg}$
Hmotnost odlitku	$m_1 = 0,128 \text{ kg}$
Hmotnost tablety vtokové soustavy	$m_2 = 0,219 \text{ kg}$
Hmotnost vtokové soustavy	$m_3 = 0,299 \text{ kg}$
Teplota lití	$T_{\text{lití}} = 630 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota krystalizace taveniny	$T_{\text{KR}} = 585 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota odlitku při vyhození z formy	$T_{\text{vyh1}} = 245 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota tablety vtokové soustavy při vyhození z formy	$T_{\text{vyh2}} = 410 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota vtokové soustavy při vyhození z formy	$T_{\text{vyh3}} = 380 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Latentní krystalizační teplo taveniny	$L_{\text{KR}} = 497000 \text{ J.kg}^{-1}$
Měrná tepelná kapacita taveniny	$c_L = 1131 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Měrná tepelná kapacita materiálu v tuhém stavu	$c_S = 1080 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Stefan-Boltzmannova konstanta	$\sigma = 5,67.10^{-8} \text{ W.m}^2.\text{K}^{-4}$
Poměrná sálavost	$\varepsilon = 0,7 - 0,99$
Teplota vnějšího povrchu formy	$T_{\text{sp}} = 140 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota okolí	$T_{\text{ok}} = 29,5 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota líce formy	$T_{\text{spd}} = 280 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota v dutině po dobu otevření formy	$T_{\text{od}} = 80 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Doba cyklu	$t_{\text{cykl}} = 31,5 \text{ s}$
Doba, po kterou je forma otevřena	$t_o = 14,5 \text{ s}$
Plocha styku formy s okolím	$S = 0,75 \text{ m}^2$
Plocha pevné a pohyblivé části formy v dělicí rovině	$S_d = 0,71 \text{ m}^2$
Povrch styku formy s rámem stroje	$S_{\text{str}} = 0,71 \text{ m}^2$
Součinitel přestupu tepla vedením	$\alpha_v = 15 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
Hmotnost nástřiku	$m_n = 0,43 \text{ kg}$
Měrná tepelná kapacita nástřiku	$c_n = 4186 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Měrné skupenské teplo vypařování nástřiku	$L_{\text{vn}} = 2253000 \text{ J.kg}^{-1}$
Počáteční teplota nástřiku	$T_{\text{np}} = 25^{\circ}\text{C}$
Teplota vypařování kapalně fáze nástřiku	$T_v = 100^{\circ}\text{C}$
Měrná tepelná kapacita temperačního média	$c_t = 2501 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Hmotnost temperačního média, které proteče temperačním systémem za dobu cyklu	$m_t = 5 \text{ kg}$
Teplota temperačního média na vstupu do temperačního systému formy	$T_{\text{vst}} = 203 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Teplota temperačního média na výstupu z temperačního systému formy	$T_{\text{výst}} = 177 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Rozdíl výstupní a vstupní teploty temperačního média	$\Delta T_t = -26 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Pro odhad přesnosti výsledků byl ještě proveden výpočet jednotlivých složek tepel metodou bodového určování [43], který zahrnuje „šíření chyb“ výpočtem. Tato statistická metoda je založena na náhradě rozdělení pravděpodobnosti funkce $G(x)$ dvoubodovým rozdělením se stejnou střední hodnotou $\bar{y}$ a rozptylem $s^2(y)$.

Pro odhad střední hodnoty platí vztah:

$$\bar{y} = \frac{G(\bar{x} + s(x)) + G(\bar{x} - s(x))}{2}, \quad (8.1)$$



Pro odhad rozptylu vztah:

$$s^2(y) = \frac{[G(\bar{x} + s(x)) - G(\bar{x} - s(x))]^2}{4}, \quad (8.2)$$

Výsledné hodnoty tj. střední hodnota $\bar{y}$ a směrodatná odchylka s stanovené touto metodou jsou uvedeny v tabulce 8.3.

Tabulka 8.2 Vypočítané hodnoty jednotlivých složek tepla tlakové licí formy Typ 1

Přehled hodnot složek tepla tepelné bilance tlakové licí formy Typ 1		
Celkové teplo uvolněné odlitkem včetně vtokové soustavy a tablety: (4.5)	Q	8,599.10⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí sáláním: (4.9)	Q _{sál}	0,6235.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí prouděním: (4.11)	Q _{proud}	0,2869.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do rámu stroje vedením: (4.12)	Q _{stroj}	0,3707.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedené nástřikem líce formy: (4.15)	Q _n	10,553.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedené temperačním systémem: (4.13)	Q _t	-3,251.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedeného z tlakové formy jednotlivými složkami:	Q_c	8,583.10⁵ [J]

Pozn.: Rozdíl výsledků je způsoben zanedbáním hodnoty tepla, které je odvedeno pístem stroje a současně možnými nepřesnostmi při experimentálním stanovení teplot.

Tabulka 8.3 Odhad složek tepelné bilance formy Typ 1 stanovené metodou bodového určování

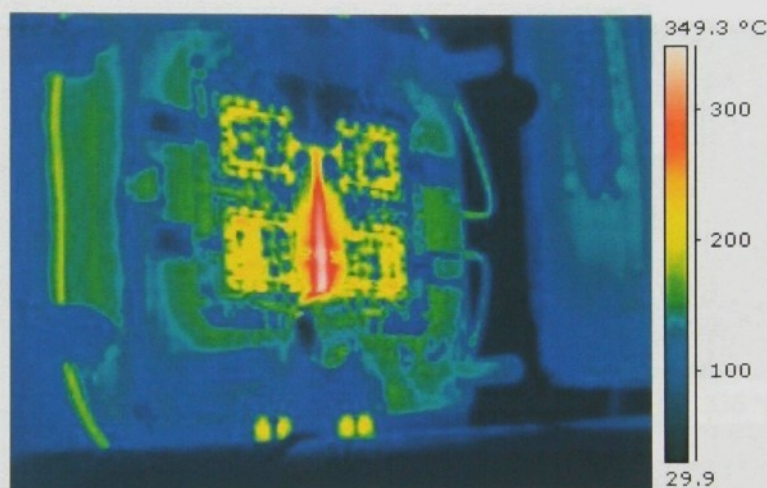
Přehled hodnot složek tepla tepelné bilance tlakové licí formy Typ 1		
Celkové teplo uvolněné odlitkem včetně vtokové soustavy a tablety: (4.5)	Q	859 892,9 ± 7 906,4 [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí sáláním: (4.9)	Q _{sál}	62 417,6 ± 3 064,1 [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí prouděním: (4.11)	Q _{proud}	28 694,6 ± 904,6 [J]
Celkové množství tepla předaného do rámu stroje vedením: (4.12)	Q _{stroj}	37 071,5 ± 768,3 [J]
Celkové množství tepla odvedené nástřikem líce formy: (4.15)	Q _n	1 055 349 ± 5 133,9 [J]
Celkové množství tepla odvedené temperačním systémem: (4.13)	Q _t	329 673,9 ± 116 368,2 [J]
Celkové množství tepla odvedeného z tlakové formy jednotlivými složkami:	Q_c	853 858,7 ± 106 497,4 [J]



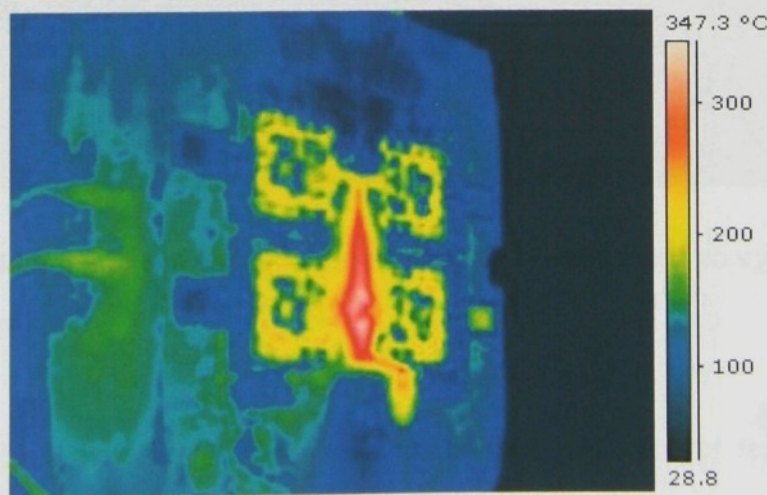
8.2 Tepelná bilance tlakové lící formy pro výpad Typ 2

Na obr. 8-6 je uvedena ukázka záznamu rozložení teplot na lící pevné a pohyblivé části formy pro výpad Typ 2 z termokamery ThermaCAM P65. Naměřené hodnoty teplot (stanovené pomocí softwaru ThermaCAM QuickView v.3.1) jsou uvedeny v příloze č.5 – tab. P5.11. Na obr. 8-7 je uveden záznam rozložení teplot na výpadu Typ 2 ihned po vyjmutí z formy a naměřené hodnoty teplot (stanovené pomocí softwaru ThermaCAM QuickView v.3.1) jsou uvedeny v příloze č.5 – tab. P5.6, P5.7, P5.8.

Teploty naměřené v kontrolních místech, viz obr. 8-1, pomocí termometru Raynger ST8 na pevné a pohyblivé části formy jsou zaznamenány v příloze č.9 v tab. P9.1 a P9.2, v tab. P9.3 jsou uvedeny teploty naměřené na vnějším povrchu uzavřené formy a v tab. P9.4 teploty naměřené termometrem na výpadu okamžitě po vyjmutí z formy. Na obr. 8-8 jsou potom uvedeny průměrné hodnoty teplot v jednotlivých částech výpadu.

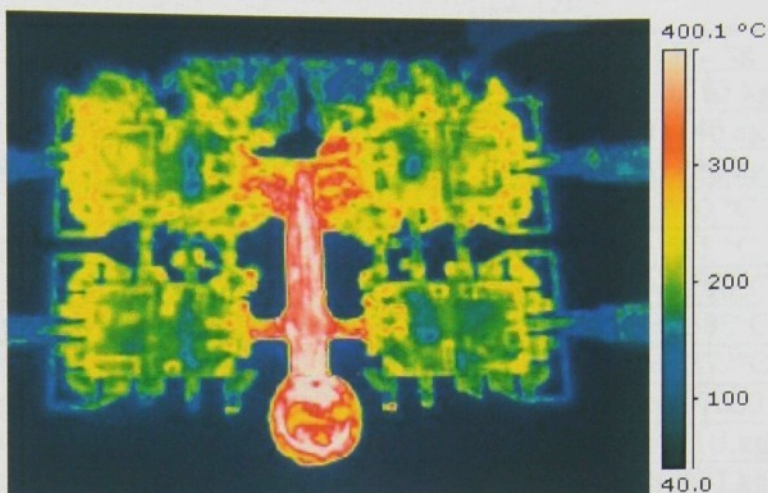


Pevná část formy

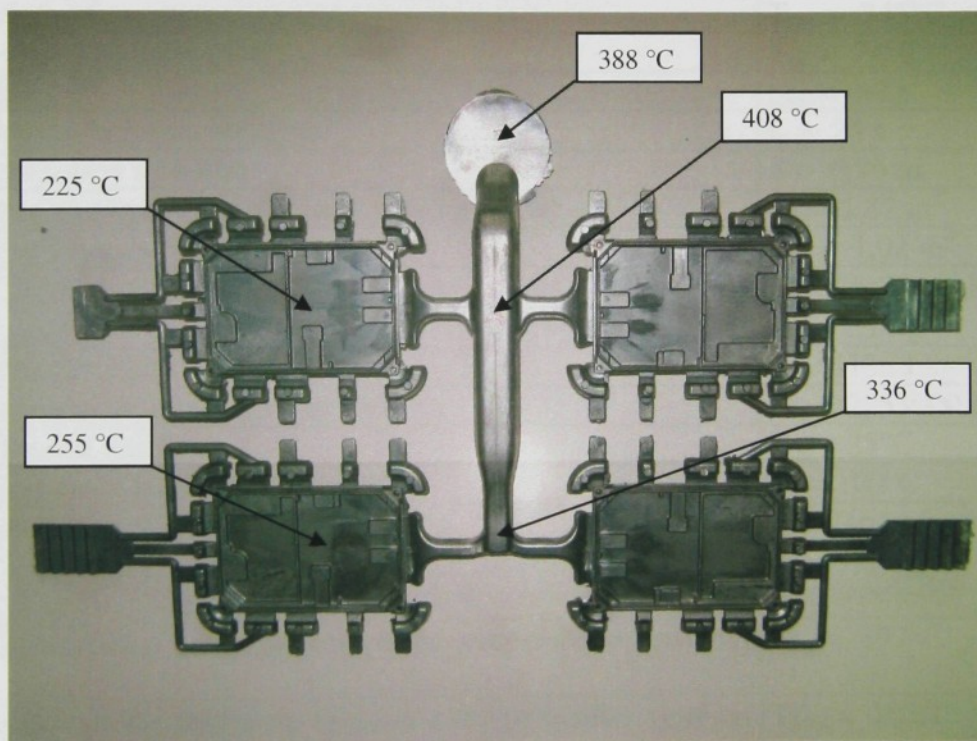


Pohyblivá část formy

Obr.8-6 Záznam rozložení teplot na lící pevné a pohyblivé části formy Typ 2 z termokamery ThermaCAM P65



Obr.8-7 Záznam rozložení teplot na výpadu Typ2 z termokamery ThermoCAM P65



Obr.8-8 Průměrné teploty naměřené na jednotlivých částech výpadu ihned po vyjmutí z formy – Typ 2

V tabulce 8.4 jsou uvedeny všechny veličiny použité pro výpočet tepelné bilance tlakové licí formy pro výpad Typ 2. Detailní postup výpočtu je uveden v příloze č.7. Vypočtené hodnoty jednotlivých složek tepla jsou uvedeny v tabulce 8.5.



Tabulka 8.4 Hodnoty použité pro výpočet tepelné bilance formy Typ 2

Hmotnost taveniny	$m = 1,342 \text{ kg}$
Hmotnost odlitku	$m_1 = 0,185 \text{ kg}$
Hmotnost tablety vtokové soustavy	$m_2 = 0,146 \text{ kg}$
Hmotnost vtokové soustavy	$m_3 = 0,456 \text{ kg}$
Teplota lití	$T_{\text{lití}} = 630^\circ\text{C}$
Teplota krystalizace taveniny	$T_{\text{KR}} = 585^\circ\text{C}$
Teplota odlitku při vyhození z formy	$T_{\text{vyh1}} = 240^\circ\text{C}$
Teplota tablety vtokové soustavy při vyhození z formy	$T_{\text{vyh2}} = 388^\circ\text{C}$
Teplota vtokové soustavy při vyhození z formy	$T_{\text{vyh3}} = 372^\circ\text{C}$
Latentní krystalizační teplo taveniny	$L_{\text{KR}} = 497000 \text{ J.kg}^{-1}$
Měrná tepelná kapacita taveniny	$c_L = 1131 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Měrná tepelná kapacita materiálu v tuhém stavu	$c_S = 1080 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Stefan-Boltzmannova konstanta	$\sigma = 5,67.10^{-8} \text{ W.m}^2.\text{K}^{-4}$
Poměrná sálavost	$\varepsilon = 0,7 - 0,99$
Teplota vnějšího povrchu formy	$T_{\text{sp}} = 130^\circ\text{C}$
Teplota okolí	$T_{\text{ok}} = 29^\circ\text{C}$
Teplota líce formy	$T_{\text{spd}} = 245^\circ\text{C}$
Teplota v dutině po dobu otevření formy	$T_{\text{od}} = 74^\circ\text{C}$
Doba cyklu	$t_{\text{cykl}} = 47 \text{ s}$
Doba, po kterou je forma otevřena	$t_o = 24 \text{ s}$
Plocha styku formy s okolím	$S = 0,96 \text{ m}^2$
Plocha pevné a pohyblivé části formy v dělicí rovině	$S_d = 1,02 \text{ m}^2$
Povrch styku formy s rámem stroje	$S_{\text{str}} = 1,02 \text{ m}^2$
Součinitel přestupu tepla vedením	$\alpha_v = 15 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
Hmotnost nástřiku	$m_n = 1,1 \text{ kg}$
Měrná tepelná kapacita nástřiku	$c_n = 4186 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Měrné skupenské teplo vypařování nástřiku	$L_{\text{vn}} = 2253000 \text{ J.kg}^{-1}$
Počáteční teplota nástřiku	$T_{\text{np}} = 25^\circ\text{C}$
Teplota vypařování kapalně fáze nástřiku	$T_v = 100^\circ\text{C}$
Měrná tepelná kapacita temperačního média	$c_t = 2464 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
Hmotnost temperačního média, které proteče temperačním systémem za dobu cyklu	$m_t = 7,6 \text{ kg}$
Teplota temperačního média na vstupu do temperačního systému formy	$T_{\text{vst}} = 197^\circ\text{C}$
Teplota temperačního média na výstupu z temperačního systému formy	$T_{\text{výst}} = 163^\circ\text{C}$
Rozdíl výstupní a vstupní teploty temperačního média	$\Delta T_t = -34^\circ\text{C}$

Dále byl podobně jako u výpadu Typ 1 proveden výpočet odhadu jednotlivých složek tepel tepelné bilance metodou bodového určování, viz kap.8.1, vztah (8.1) a (8.2). Výsledné hodnoty stanovené touto metodou jsou uvedeny v tabulce 8.6.



Tabulka 8.5 Vypočítané hodnoty jednotlivých složek tepla tlakové licí formy Typ 2

Přehled hodnot složek tepla tepelné bilance tlakové licí formy Typ 2		
Celkové teplo uvolněné odlitkem včetně vtokové soustavy a tablety: (4.5)	Q	11,47.10⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí sáláním: (4.9)	$Q_{sál}$	1,072.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí prouděním: (4.11)	Q_{proud}	0, 5236.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla předaného do rámu stroje vedením: (4.12)	Q_{stroj}	0,7263.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedené nástřikem líce formy: (4.15)	Q_n	15,51.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedené temperačním systémem: (4.13)	Q_t	-6,367.10 ⁵ [J]
Celkové množství tepla odvedeného z tlakové formy jednotlivými složkami:	Q_C	11,46.10⁵ [J]

Pozn.: Rozdíl výsledků je způsoben zanedbáním hodnoty tepla, které je odvedeno pístem stroje a současně možnými nepřesnostmi při experimentálním stanovení teplot.

Tabulka 8.6 Odhad složek tepelné bilance formy Typ 2 stanovené metodou bodového určení

Přehled hodnot složek tepla tepelné bilance tlakové licí formy Typ 2		
Celkové teplo uvolněné odlitkem včetně vtokové soustavy a tablety: (4.5)	Q	1 146 936,2 ± 8 478,7 [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí sáláním: (4.9)	$Q_{sál}$	107 278,3 ± 3 737,5 [J]
Celkové množství tepla předaného do okolí prouděním: (4.11)	Q_{proud}	52 371,7 ± 1 127,1 [J]
Celkové množství tepla předaného do rámu stroje vedením: (4.12)	Q_{stroj}	72 631,2 ± 1 217,4 [J]
Celkové množství tepla odvedené nástřikem líce formy: (4.15)	Q_n	1 550 699,7 ± 20 535,6 [J]
Celkové množství tepla odvedené temperačním systémem: (4.13)	Q_t	639 399, 2 ± 226 980,2 [J]
Celkové množství tepla odvedeného z tlakové formy jednotlivými složkami:	Q_C	1 143 581,8 ± 200 362,6 [J]

8.3 Shrnutí výsledků výpočtu tepelné bilance

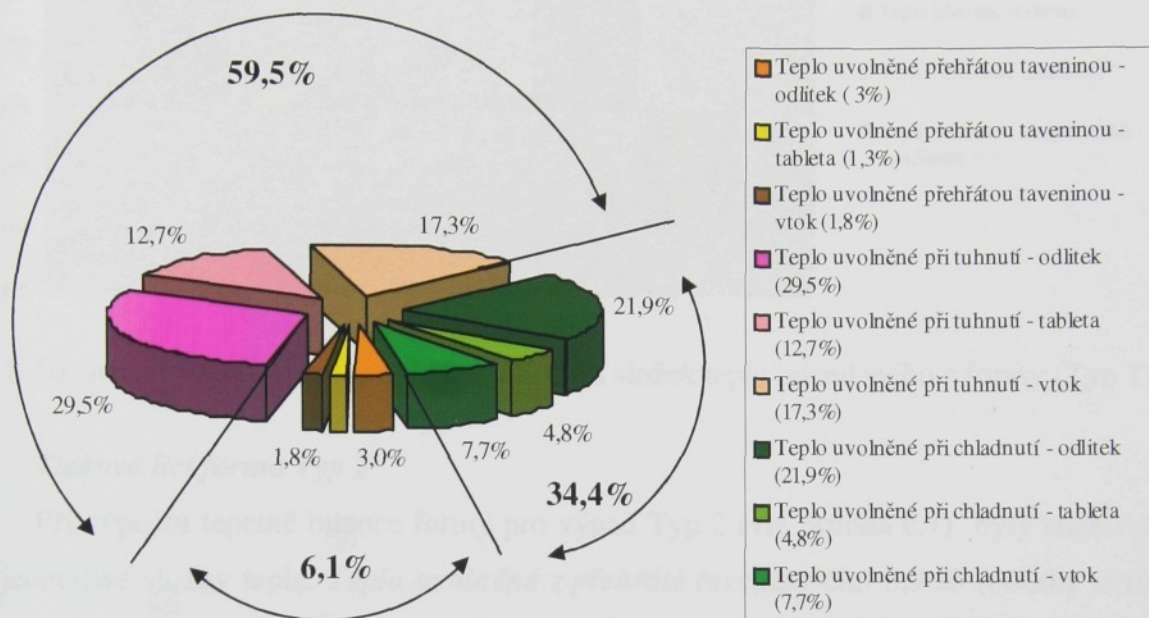
Dle metodiky uvedené v kap. 4, byla stanovena tepelná bilance jednotlivých typů forem. Přehled jednotlivých složek tepla tepelné bilance formy pro výpad Typ 1 je uveden v tabulce 8.2 a formy pro výpad Typ 2 v tabulce 8.5.

Tlaková licí forma Typ 1

Bylo vypočteno *celkové teplo uvolněné výpadem* Typ 1 a jeho *jednotlivé složky*, viz příloha č.6. Složka tepla uvolněná při ochlazování přehřáté taveniny činí 6,1 % (odlitky

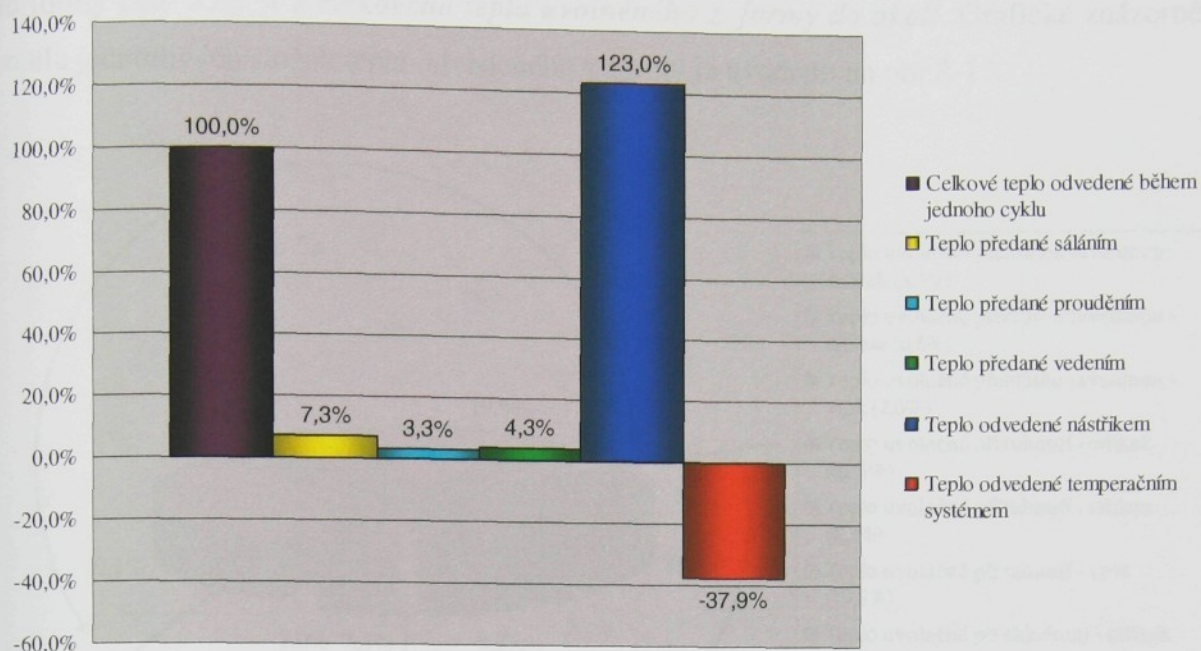


uvolní 3 %, tableta 1,3 % a vtoková soustava 1,8 %) z celkového tepla uvolněného výpadem, teplo uvolněné z **výpadu při tuhnutí** činí 59,5 % (odlitek uvolní 29,5 %, tableta 12,7 % a vtoková soustava 17,3%) a složka tepla, které se uvolní **při chladnutí výpadu ve formě** činí 34,4 % (odlitek uvolní 21,9 %, tableta 4,8 % a vtoková soustava 7,7 %) z **celkového tepla uvolněného výpadem**, viz obr. 8-9.



Obr. 8-9 Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla uvolněného výpadem Typ 1

Jednotlivé **tepelné děje mezi formou Typ 1 a jejím okolím** mají následující procentuální zastoupení: Množství **tepla předaného z formy do okolí sáláním** činí 7,3 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí (teplo předaného do okolí sáláním z vnějšího povrchu formy činí 2,8 % a teplo předané sáláním z dělicích rovin formy v době jejího otevření činí 4,5 %). **Teplo předané do okolí prouděním** činí 3,3 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí (teplo předaného do okolí prouděním z vnějšího povrchu formy činí 1,7 % a teplo předané z dělicích rovin formy v době jejího otevření činí 1,6 %). **Složka tepla odvedeného z formy vedením** do rámu stroje činí 4,3 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí. **Teplo odvedené z formy ochranným nástřikem** jejího líce činí 123 % (15,7 % činí teplo odvedené ohřevem nástřiku, 107,3 % činí teplo odvedené odpařením kapaliny z nástřiku). Z výpočtu vyplývá, že **temperační systém této tlakové licí formy musí do ní teplo přivádět** (nikoliv odvádět). **Složka tepla, kterou dodává temperační systém do formy** činí 37,9 % z **celkového tepla uvolněného z formy do okolí**. Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla odvedeného z formy je uvedeno na obr.8-10.



Obr. 8-10 Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla odvedeného z formy (Typ 1)

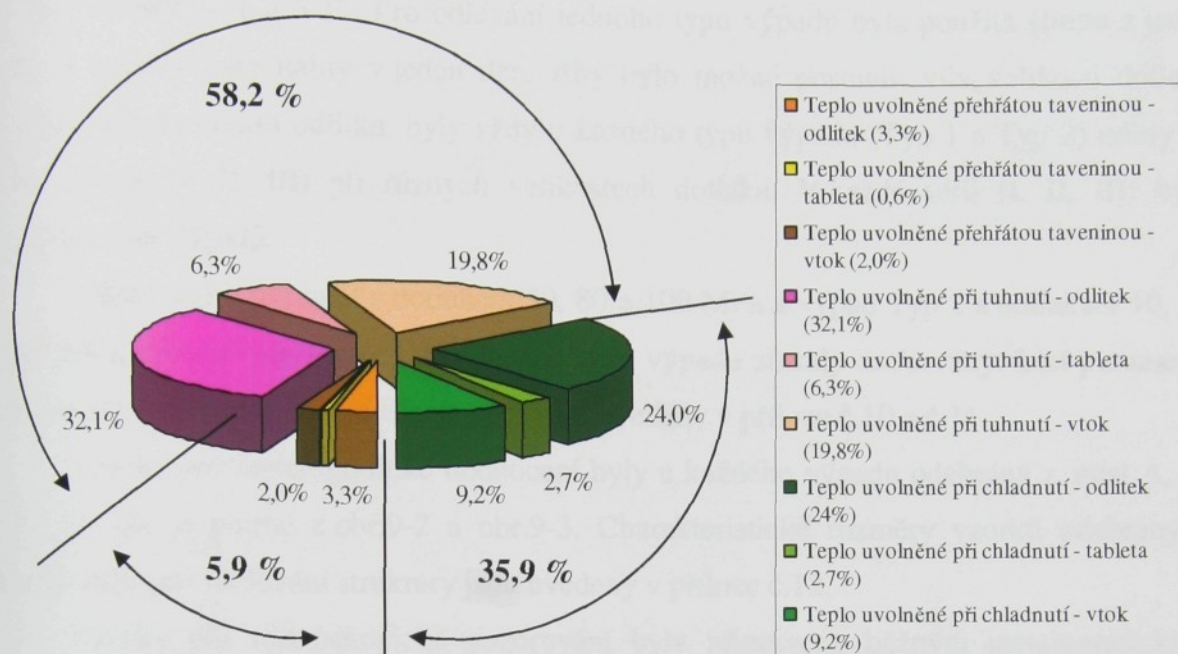
Tlaková licí forma Typ 2

Při výpočtu tepelné bilance formy pro výpad Typ 2 (viz příloha č.7) byly stanoveny tyto jednotlivé složky tepla. ***Teplo uvolněné z přehřáté taveniny*** činí 5,9 % (odlitky uvolní 3,3 %, tableta 0,6 %, vtoková soustava 2 %) z celkového tepla uvolněného výpadem, teplo uvolněné z výpadu ***při tuhnutí*** činí 58,2 % (odlitky uvolní 32,1 %, tableta 6,3 % a vtoková soustava 19,8 %) a složka tepla, které se uvolní ***při chladnutí výpadu ve formě*** činí 35,9 % (odlitky uvolní 24 %, tableta 2,7 % a vtoková soustava 9,2 %) z ***celkového tepla uvolněného výpadem***, viz obr. 8-11.

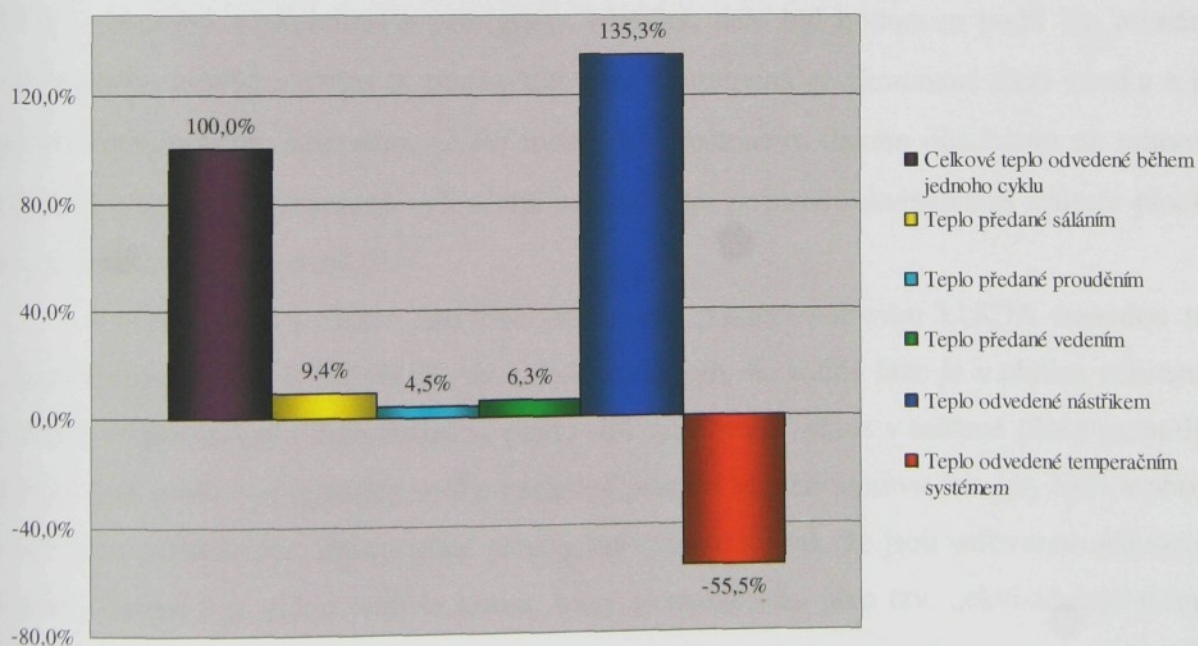
Jednotlivé tepelné děje ***mezi formou Typ 2 a jejím okolím*** mají následující procentuální zastoupení. Množství tepla předaného z formy do okolí ***sáláním*** činí 9,4 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí (teplo předaného do okolí sáláním z vnějšího povrchu formy činí 3,5 % a teplo předané sáláním z dělicích rovin formy v době jejího otevření činí 5,9 %). Teplo předané do okolí ***prouděním*** činí 4,5 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí (teplo předaného do okolí prouděním z vnějšího povrchu formy činí 2,2 % a teplo předané z dělicích rovin formy v době jejího otevření činí 2,3 %). Složka tepla odvedeného z formy ***vedením*** do rámu stroje činí 6,3 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí. Teplo odvedené z formy ***ochranným nástřikem*** jejího líce činí 135,3 % (30,1 % činí teplo odvedené ohřevem nástřiku, 105,2 % činí teplo odvedené odpařením kapaliny z nástřiku). Z výpočtu vyplývá, že ***temperační systém této tlakové licí formy musí do ní teplo přivádět*** (nikoliv odvádět). Složka tepla, kterou dodává temperační systém



do formy činí 55,5 % z celkového tepla uvolněného z formy do okolí. Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla odvedeného z formy je uvedeno na obr.8-12.



Obr. 8-11 Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla uvolněného výpadem Typ 2



Obr. 8-12 Grafické znázornění podílu jednotlivých složek tepla odvedeného z formy (Typ 2)



9. SLEDOVÁNÍ Vlivu VELIKOSTI DOTLAKU NA STRUKTURU VÝPADŮ

Vliv dotlaku na strukturu byl sledován, jak již bylo zmíněno, na výpadech dvou typů odlitků, viz obr.6-11 a 6-12. Pro odlévání jednoho typu výpadu byla použita slitina z jedné tavby a výpady byly nality v jeden den. Aby bylo možné posoudit vliv velikosti dotlaku na výslednou strukturu odlitku, byly vždy u každého typu výpadu (Typ 1 a Typ 2) odlity tři série výpadů (I, II, III) při různých velikostech dotlaku. V každé sérii (I, II, III) bylo zhotoveno pět výpadů.

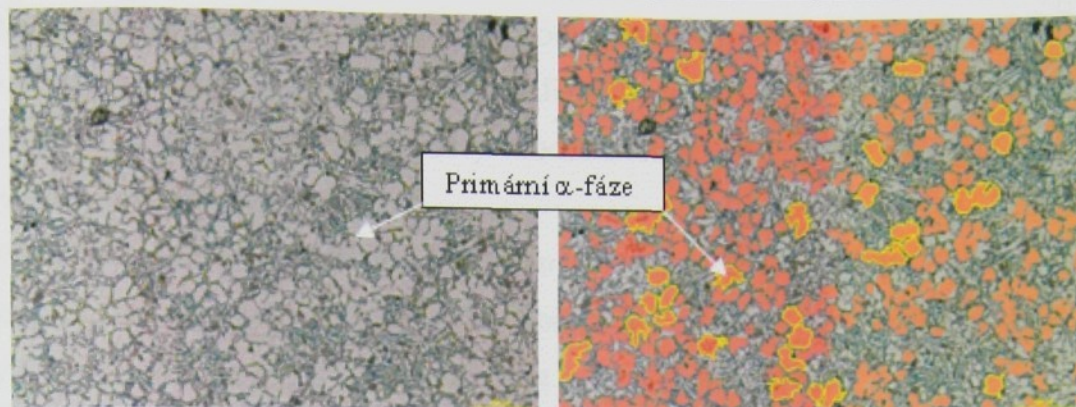
Výpad Typ1 byl nalit s dotlakem 60, 80 a 100 MPa a výpad Typ 2 s dotlakem 10, 35 a 120 MPa. Ostatní parametry lití u daného typu výpadu zůstaly zachovány. Licí parametry zaznamenané pomocí zařízení Electronics jsou uvedeny v příloze č.10 a č.11.

Vzorky pro metalografické hodnocení byly u každého výpadu odebrány z míst A, B, C, D, E, jak je patrné z obr.9-2 a obr.9-3. Charakteristické rozměry vzorků odebraných z těchto míst pro sledování struktury jsou uvedeny v příloze č.12.

Vzorky pro mikroskopické pozorování byly připraveny běžným metalografickým způsobem a ke zvýraznění struktury byl použit 0,5% roztok kyseliny fluorovodíkové (HF) ve vodě. Struktura byla sledována pomocí mikroskopu Nikon Epiphot 200 a vyhodnocena pomocí softwaru LUCIA.5 (od firmy Laboratory Imaging) při zvětšení 100x.

U sledované struktury byl vyhodnocován poměr mezi tuhým roztokem α (včetně α -fáze obsažené v eutektiku) a precipitáty křemíku, dále byl hodnocen podíl jen primárně vyloučeného tuhého roztoku α , plocha této fáze zastoupená ve zkoumané části vzorku a její ekvivalentní průměr. Literatura [2,24] uvádí, že s rostoucím tlakem působícím na tuhnoucí taveninu roste podíl primárně vyloučené α -fáze. Čím je menší ekvivalentní průměr plochy, tím je struktura jemnozrnější.

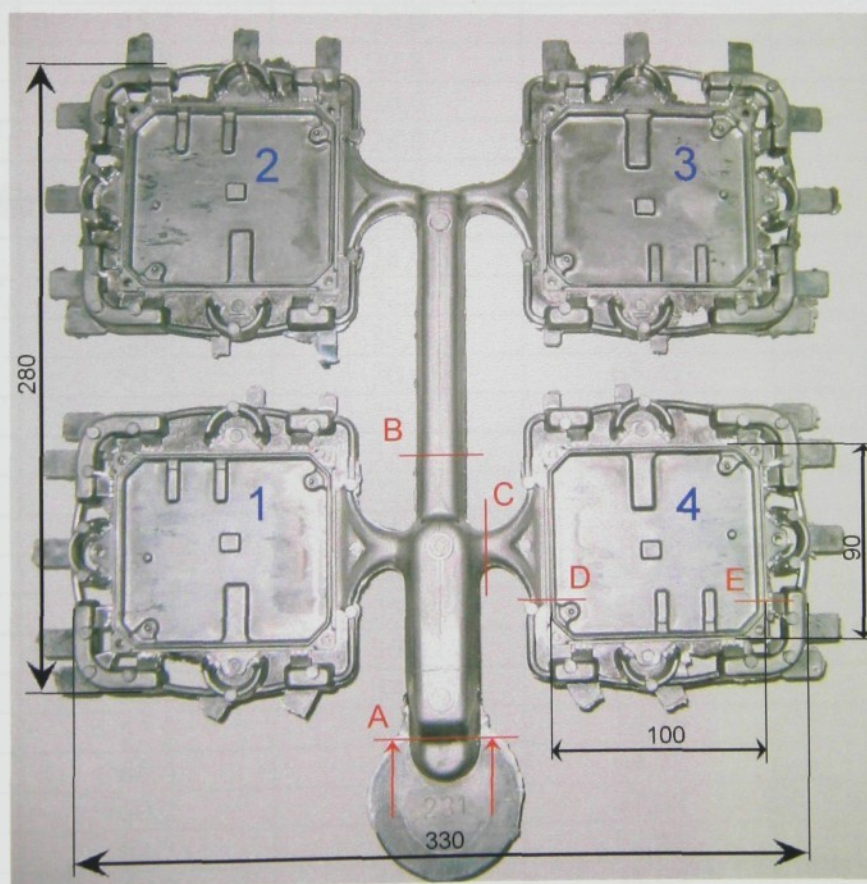
Určení poměrů těchto fází bylo stanoveno pomocí softwaru LUCIA metodou tzv. „transformace prahování objektů“. Je založena na tom, že každá fáze je v obraze zobrazena určitým stupněm šedi. Transformace prahování umožňuje vybrat v měřené ploše jednotlivé plochy fáze podle její intenzity šedi a následně pomocí korekcí upravit tak, aby byla v obraze mapována měřená fáze. Zmapované plochy lze vyhodnotit tak, že jsou softwarem nahrazeny plochou kruhu a je určen průměr kruhu, který je označován jako tzv. „ekvivalentní průměr plochy“. Prahování je naznačeno na obr.9-1. Podíly tuhého roztoku α jsou vyznačeny červenou barvou. Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze byl vyhodnocen jako průměrná hodnota 30 vybraných zástupců ve sledované ploše.



Obr.9-1 Ukázka prahování tuhého roztoku α

9.1 Metalografické hodnocení struktury výpadu Typ 1

Na obr.9-2 je zobrazen výpad Typ1, jehož základní rozměry jsou 330 x 280 mm. Je tvořen čtyřmi odlitky o rozměrech 100 x 90 mm a tloušťce stěny dna odlitku 1,5 – 1,6 mm. Podle vzájemného připojení na vtokový kůl jsou odlitky označeny číslicemi: 1, 2, 3, 4.



Obr.9-2 Výpad Typ1 s označením míst odběru vzorků pro metalografické hodnocení

Jak již bylo uvedeno, výpad Typ 1 byl nalit ve třech sériích při různých velikostech dotlaku v lici komoře – série I – dotlak 60 MPa, série II – 80 MPa a série III – 100 MPa. V každé sérii (I, II, III) bylo zhotoveno pět výpadů.



Metalografická struktura vzorků byla hodnocena podle postupu uvedeném v úvodu kapitoly 9. Místa odběru vzorků pro metalografické hodnocení jsou znázorněna na obr.9-2 (A, B, C, D, E) a charakteristické rozměry vzorků odebraných z těchto míst pro sledování struktury jsou uvedeny v příloze č.12.

Příklady struktur jednotlivých sledovaných míst u výpadu Typ 1 jsou uvedeny v příloze č.13. Výsledky metalografického hodnocení struktur z jednotlivých míst jsou uvedeny v tabulce 9.1. Vzorky v této tabulce jsou označeny následovně:

Typ 1 – série (I, II, III) – číslo výpadu (1-5) – místo odběru vzorku (A, B, C, D, E).

Tabulka 9.1 Metalografické hodnocení struktur výpadu Typ 1

Označení vzorku Typ - série- výpad- řez	Celkový podíl α -fáze včetně eutektika [%]	Podíl primární α -fáze [%]	Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]	Směr. odchylka ekvival. prům. plochy primární α -fáze [μm]
Typ 1 – I – 1 -A	45,9	17,8	60,39	12,93
Typ 1 – I – 1 -B	45,7	29,0	49,1	11,48
Typ 1 – I – 1 -C	43,8	22,8	39,51	8,51
Typ 1 – I – 1 -D	61,6	26,6	36,67	11,27
Typ 1 – I – 1 -E	58,9	28,8	32,7	8,39
Typ 1 – I – 2 -A	54,4	27,9	57,26	9,46
Typ 1 – I – 2 -B	40,1	25,5	52,84	10,23
Typ 1 – I – 2 -C	39,8	28,6	42,87	8,87
Typ 1 – I – 2 -D	61,2	32,3	40,15	7,98
Typ 1 – I – 2 -E	53,9	29,9	29,98	8,21
Typ 1 – I – 3 -A	64,3	30,6	65,41	10,56
Typ 1 – I – 3 -B	64,4	35,7	45,62	8,73
Typ 1 – I – 3 -C	61,6	33,3	38,12	11,24
Typ 1 – I – 3 -D	55,3	27,7	35,81	7,62
Typ 1 – I – 3 -E	58,9	31,8	36,45	5,84
Typ 1 – I – 4 -A	55,6	26,5	58,63	9,85
Typ 1 – I – 4 -B	57,3	35,2	53,46	8,21
Typ 1 – I – 4 -C	64,4	30,6	43,26	10,78
Typ 1 – I – 4 -D	61,2	34,5	31,25	7,63
Typ 1 – I – 4 -E	53,9	28,4	34,76	5,97
Typ 1 – I – 5 -A	66,4	34,9	64,27	10,54
Typ 1 – I – 5 -B	60,2	28,6	47,68	9,68
Typ 1 – I – 5 -C	62,3	29,6	37,46	7,85
Typ 1 – I – 5 -D	60,2	33,4	38,97	6,54
Typ 1 – I – 5 -E	55,3	26,3	30,54	6,97
Typ 1 – II – 1 -A	50,2	29,9	53,92	8,33
Typ 1 – II – 1 -B	54,1	29,4	43,94	11,93
Typ 1 – II – 1 -C	59,3	31,6	38,78	7,33
Typ 1 – II – 1 -D	42,8	19,2	35,86	5,10
Typ 1 – II – 1 -E	38,9	18,6	30,01	7,37

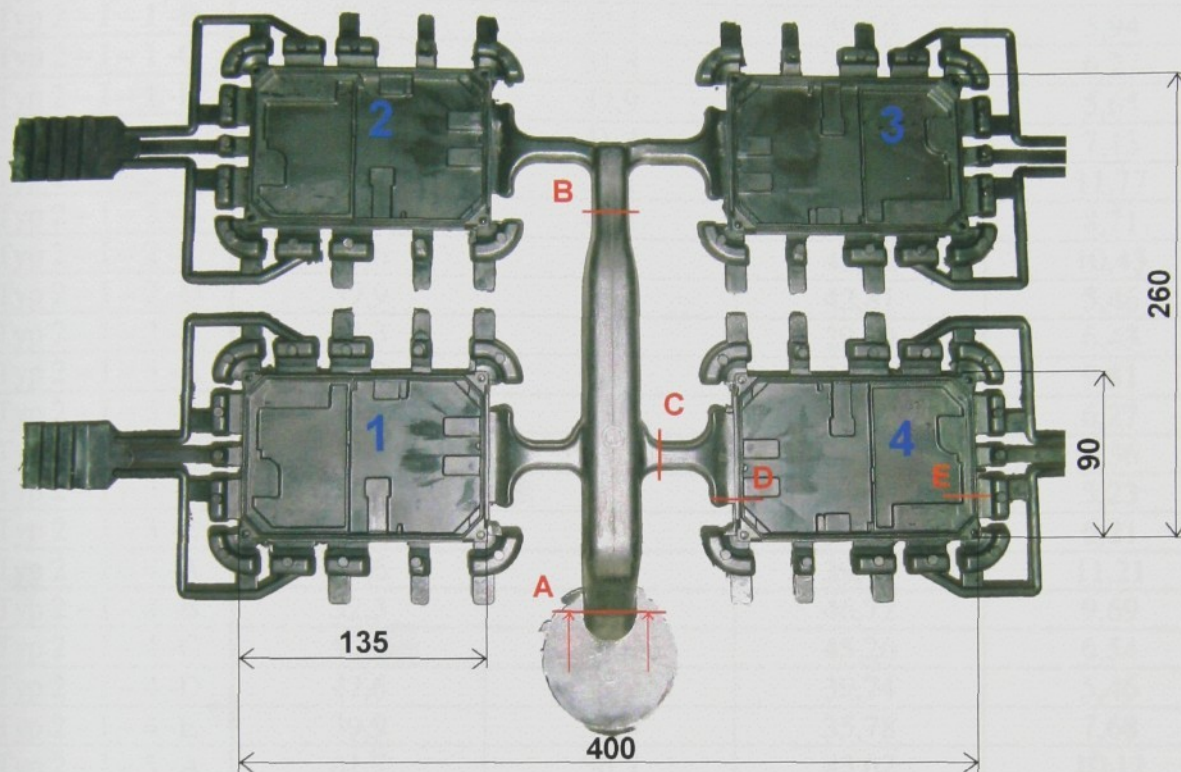


Typ 1 – II – 2 -A	57,2	30,1	47,86	10,56
Typ 1 – II – 2 -B	59,9	29,9	38,52	9,67
Typ 1 – II – 2 -C	50,2	27,9	33,74	6,26
Typ 1 – II – 2 -D	47,1	27,6	30,89	8,49
Typ 1 – II – 2 -E	40,7	25,4	25,87	7,62
Typ 1 – II – 3 -A	60,8	32,4	55,98	9,99
Typ 1 – II – 3 -B	46,6	25,9	46,27	8,24
Typ 1 – II – 3 -C	47,5	26,4	44,63	8,98
Typ 1 – II – 3 -D	44,1	28,1	36,81	5,95
Typ 1 – II – 3 -E	40,7	25,6	34,26	6,34
Typ 1 – II – 4 -A	56,9	31,6	49,46	11,23
Typ 1 – II – 4 -B	51,2	28,4	41,87	9,67
Typ 1 – II – 4 -C	49,8	27,6	37,61	8,24
Typ 1 – II – 4 -D	45,2	23,8	32,82	6,26
Typ 1 – II – 4 -E	37,4	24,9	32,78	5,89
Typ 1 – II – 5 -A	56,8	33,3	57,48	12,21
Typ 1 – II – 5 -B	54,2	27,9	47,21	10,33
Typ 1 – II – 5 -C	48,2	30,1	40,84	9,82
Typ 1 – II – 5 -D	40,9	27,3	38,94	7,54
Typ 1 – II – 5 -E	46,3	28,9	29,94	5,76
Typ 1– III– 1 -A	35,9	29,9	49,82	11,34
Typ 1– III– 1 -B	37,1	28,6	40,37	11,47
Typ 1– III– 1 -C	37,5	33,6	37,82	8,97
Typ 1– III– 1 -D	39,8	20,6	33,07	4,98
Typ 1– III– 1 -E	42,0	18,6	29,14	7,12
Typ 1– III– 2 -A	45,7	35,2	53,45	9,68
Typ 1– III– 2 -B	36,2	30,1	37,65	7,56
Typ 1– III– 2 -C	29,9	21,4	43,84	8,26
Typ 1– III– 2 -D	26,6	20,5	27,34	5,93
Typ 1– III– 2 -E	29,3	24,4	25,18	6,46
Typ 1– III– 3 -A	50,7	31,7	45,63	10,83
Typ 1– III– 3 -B	33,9	26,1	44,92	8,67
Typ 1– III– 3 -C	31,1	25,9	33,47	9,33
Typ 1– III– 3 -D	26,6	21,3	36,71	5,62
Typ 1– III– 3 -E	29,9	21,6	34,92	6,12
Typ 1– III– 4 -A	40,3	31,1	50,62	8,24
Typ 1– III– 4 -B	30,6	25,5	41,36	7,29
Typ 1– III– 4 -C	36,1	29,3	36,12	6,44
Typ 1– III– 4 -D	35,4	25,3	32,42	5,97
Typ 1– III– 4 -E	38,1	29,3	31,35	6,34
Typ 1– III– 5 -A	46,4	23,8	55,36	11,16
Typ 1– III– 5 -B	35,8	25,6	39,54	9,43
Typ 1– III– 5 -C	30,7	26,3	39,53	7,81
Typ 1– III– 5 -D	27,4	21,1	35,16	5,37
Typ 1– III– 5 -E	32,6	27,2	28,63	6,89



9.2 Metalografické hodnocení struktury výpadu Typ 2

Na obr.9-3 je zobrazen výpad Typ 2, jehož základní rozměry jsou 400 x 260 mm. Je tvořen čtyřmi odlitky o rozměrech 135 x 90 mm a tloušťce stěny dna odlitku 1,5 – 1,6 mm. Podle vzájemného připojení na vtokový kúl jsou odlitky označeny číslicemi: 1, 2, 3, 4.



Obr.9-3 Výpad Typ 2 s označením míst odběru vzorků pro metalografické hodnocení

Jak již bylo uvedeno, výpad Typ 2 byl nalit ve třech sériích při různých velikostech dotlaku v licí komoře – série I – dotlak 10 MPa, série II – 35 MPa a série III – 120 MPa. V každé sérii (I, II, III) bylo zhotoveno pět výpadů.

Metalografická struktura vzorků byla hodnocena stejně jako u výpadu Typ 1 podle postupu uvedeného v úvodu kapitoly 9. Místa odběru vzorků pro metalografické hodnocení jsou znázorněna na obr.9-3 (A, B, C, D, E) a charakteristické rozměry vzorků jsou uvedeny v příloze č.12.

Příklady struktur jednotlivých sledovaných míst u výpadu Typ 2 jsou uvedeny v příloze č.14. Výsledky metalografického hodnocení struktur z jednotlivých míst jsou uvedeny v tab. 9.2. Vzorky v této tabulce jsou označeny následovně:

Typ 2 – série (I, II, III) – číslo výpadu (1-5) – místo odběru vzorku (A, B, C, D, E).



Tabulka 9.2 Metalografické hodnocení struktur výpadu Typ 2

Označení vzorku Typ - série- výpad- řez	Celkový podíl α -fáze včetně eutektika [%]	Podíl primární α -fáze [%]	Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]	Směr. odchylka ekvival. prům. plochy primární α -fáze [μm]
Typ 2 – I – 1 -A	59,5	49,6	38,28	12,97
Typ 2 – I – 1 -B	51,9	32,4	30,66	5,94
Typ 2 – I – 1 -C	47,7	31,8	29,10	6,27
Typ 2 – I – 1 -D	55,8	42,9	26,60	5,65
Typ 2 – I – 1 -E	53,3	31,3	27,81	7,13
Typ 2 – I – 2 -A	57,2	38,1	41,43	11,77
Typ 2 – I – 2 -B	55,9	45,1	44,92	8,71
Typ 2 – I – 2 -C	44,6	40,4	43,02	10,43
Typ 2 – I – 2 -D	39,9	28,2	42,81	5,46
Typ 2 – I – 2 -E	42,3	20,3	29,49	6,43
Typ 2 – I – 3 -A	48,9	40,7	46,54	9,81
Typ 2 – I – 3 -B	49,1	35,1	41,09	6,27
Typ 2 – I – 3 -C	42,3	32,5	39,65	9,36
Typ 2 – I – 3 -D	44,8	28,9	35,60	5,23
Typ 2 – I – 3 -E	45,6	35,1	37,45	6,21
Typ 2 – I – 4 -A	53,6	38,3	39,71	11,21
Typ 2 – I – 4 -B	52,3	34,9	46,72	9,69
Typ 2 – I – 4 -C	50,9	29,9	45,26	6,54
Typ 2 – I – 4 -D	47,6	35,2	39,74	5,46
Typ 2 – I – 4 -E	39,9	30,6	35,78	7,68
Typ 2 – I – 5 -A	61,2	36,5	43,62	10,11
Typ 2 – I – 5 -B	47,7	34,3	39,98	8,46
Typ 2 – I – 5 -C	45,6	35,1	41,07	6,93
Typ 2 – I – 5 -D	43,2	36,2	32,45	7,58
Typ 2 – I – 5 -E	45,3	32,4	36,42	5,49
Typ 2 – II – 1 -A	63,3	37,2	39,81	9,12
Typ 2 – II – 1 -B	54,7	37,7	34,51	8,19
Typ 2 – II – 1 -C	51,4	39,5	36,22	6,27
Typ 2 – II – 1 -D	41,3	34,4	29,78	4,93
Typ 2 – II – 1 -E	47,1	36,2	27,60	5,62
Typ 2 – II – 2 -A	60,2	38,4	48,49	9,31
Typ 2 – II – 2 -B	43,4	37,3	46,51	11,47
Typ 2 – II – 2 -C	48,9	28,1	41,77	12,81
Typ 2 – II – 2 -D	36,7	27,1	38,23	9,86
Typ 2 – II – 2 -E	41,8	26,0	39,25	7,05
Typ 2 – II – 3 -A	57,2	40,8	37,21	10,12
Typ 2 – II – 3 -B	49,7	41,4	42,53	9,76
Typ 2 – II – 3 -C	54,6	34,1	33,20	5,46
Typ 2 – II – 3 -D	39,8	33,2	27,61	6,83
Typ 2 – II – 3 -E	39,6	26,4	35,49	7,73
Typ 2 – II – 4 -A	59,8	35,2	45,63	8,56
Typ 2 – II – 4 -B	45,2	34,7	35,87	9,15
Typ 2 – II – 4 -C	45,4	37,8	38,47	11,26



Typ 2 – II – 4 -D	42,3	38,6	31,25	5,63
Typ 2 – II – 4 -E	43,1	39,2	31,62	6,41
Typ 2 – II – 5 -A	61,3	36,1	38,45	9,26
Typ 2 – II – 5 -B	56,7	40,5	39,54	10,78
Typ 2 – II – 5 -C	43,3	27,1	37,23	8,23
Typ 2 – II – 5 -D	37,6	25,2	33,42	6,78
Typ 2 – II – 5 -E	45,3	32,4	29,91	5,94
Typ 2– III– 1 -A	59,6	42,7	30,16	8,64
Typ 2– III– 1 -B	57,2	42,1	27,06	6,14
Typ 2– III– 1 -C	52,7	40,5	24,38	9,87
Typ 2– III– 1 -D	49,2	37,6	22,46	7,44
Typ 2– III– 1 -E	47,5	37,8	21,52	5,98
Typ 2– III– 2 -A	56,1	44,3	47,63	12,33
Typ 2– III– 2 -B	56,0	41,6	42,30	10,71
Typ 2– III– 2 -C	42,1	32,6	42,89	10,77
Typ 2– III– 2 -D	38,3	27,4	38,11	9,12
Typ 2– III– 2 -E	41,0	25,6	29,8	6,37
Typ 2– III– 3 -A	47,4	37,7	42,67	10,87
Typ 2– III– 3 -B	48,6	40,6	35,63	11,21
Typ 2– III– 3 -C	43,6	33,9	39,67	8,95
Typ 2– III– 3 -D	41,3	31,8	25,68	6,11
Typ 2– III– 3 -E	39,6	26,1	35,23	7,21
Typ 2– III– 4 -A	52,8	33,2	39,23	10,23
Typ 2– III– 4 -B	51,3	39,3	39,11	9,97
Typ 2– III– 4 -C	46,4	34,6	31,74	11,24
Typ 2– III– 4 -D	39,7	33,1	23,99	7,36
Typ 2– III– 4 -E	42,2	36,7	26,78	6,42
Typ 2– III– 5 -A	57,4	35,8	37,86	10,13
Typ 2– III– 5 -B	54,3	36,2	30,64	11,41
Typ 2– III– 5 -C	49,7	37,1	28,69	8,67
Typ 2– III– 5 -D	37,6	31,3	27,11	5,84
Typ 2– III– 5 -E	36,5	28,1	31,43	6,23

9.3 Shrnutí výsledků metalografického hodnocení struktury

Výpad Typ I

Statisticky zpracované výsledky [43] měření *podílu primární α -fáze* ve struktuře a *ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze* u výpadu Typ I jsou uvedeny v tab. 9.3.

Pro zjištění statistické závislosti mezi naměřenými hodnotami a dotlakem byl určován korelační koeficient r . Vypočtené hodnoty koeficientu ukazují kromě řezu A na velmi silnou závislost (nad 0,9), viz tab.9.4 a 9.5. To opravňuje k popisu typu závislosti využít regresní přímky, viz kap.11.



Tabulka 9.3 Statistické zpracování metalografického hodnocení struktury výpadu Typ 1

Série I – 60 MPa						
Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	27,54	6,32	$\pm 5,54 / \pm 7,84$	61,19	3,53	$\pm 3,10 / \pm 4,38$
B	30,80	4,47	$\pm 3,91 / \pm 5,54$	49,74	3,36	$\pm 2,94 / \pm 4,17$
C	28,98	3,87	$\pm 3,39 / \pm 4,81$	40,24	2,68	$\pm 2,35 / \pm 3,33$
D	30,9	3,53	$\pm 3,10 / \pm 4,39$	36,57	3,44	$\pm 3,02 / \pm 4,28$
E	29,04	2,02	$\pm 1,77 / \pm 2,51$	32,89	2,75	$\pm 2,41 / \pm 3,41$
Série II – 80 MPa						
Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	31,46	1,46	$\pm 1,28 / \pm 1,82$	52,94	4,15	$\pm 3,63 / \pm 5,15$
B	28,30	1,56	$\pm 1,36 / \pm 1,93$	43,56	3,50	$\pm 3,70 / \pm 4,35$
C	28,72	2,09	$\pm 1,83 / \pm 2,60$	39,12	4,02	$\pm 3,52 / \pm 4,99$
D	25,20	3,76	$\pm 3,29 / \pm 4,67$	35,06	3,21	$\pm 2,81 / \pm 3,99$
E	24,68	3,75	$\pm 3,29 / \pm 4,65$	30,57	3,21	$\pm 2,82 / \pm 3,99$
Série III – 100 MPa						
Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	30,34	4,15	$\pm 3,64 / \pm 5,16$	50,98	3,72	$\pm 3,25 / \pm 4,62$
B	27,18	2,06	$\pm 1,81 / \pm 2,56$	40,77	2,69	$\pm 2,37 / \pm 3,34$
C	27,30	4,51	$\pm 3,96 / \pm 5,60$	38,16	3,89	$\pm 3,41 / \pm 4,83$
D	21,76	2,01	$\pm 1,76 / \pm 2,49$	32,94	3,56	$\pm 3,13 / \pm 4,42$
E	24,22	4,28	$\pm 3,75 / \pm 5,31$	29,84	3,60	$\pm 3,17 / \pm 4,47$

Pozn.: 95% interval spolehlivosti - první hodnota je určena za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) a druhá za předpokladu Studentova rozdělení (t-rozdělení).

Tabulka 9.4 Korelační koeficient podílu primární α -fáze ve struktuře – Typ 1

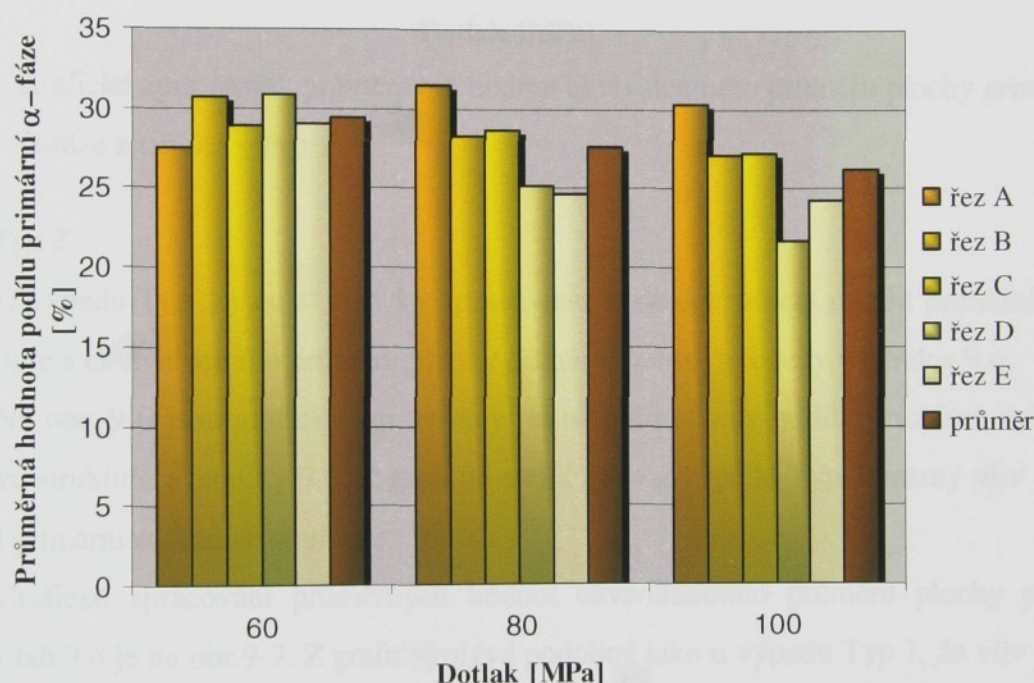
Korelační koeficient podílu primární α -fáze					
Série	Řez				
	A	B	C	D	E
60 MPa	0,693	-0,977	-0,933	-0,990	-0,906
80 MPa					
100 MPa					



Tabulka 9.5 Korelační koeficient ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze – Typ 1

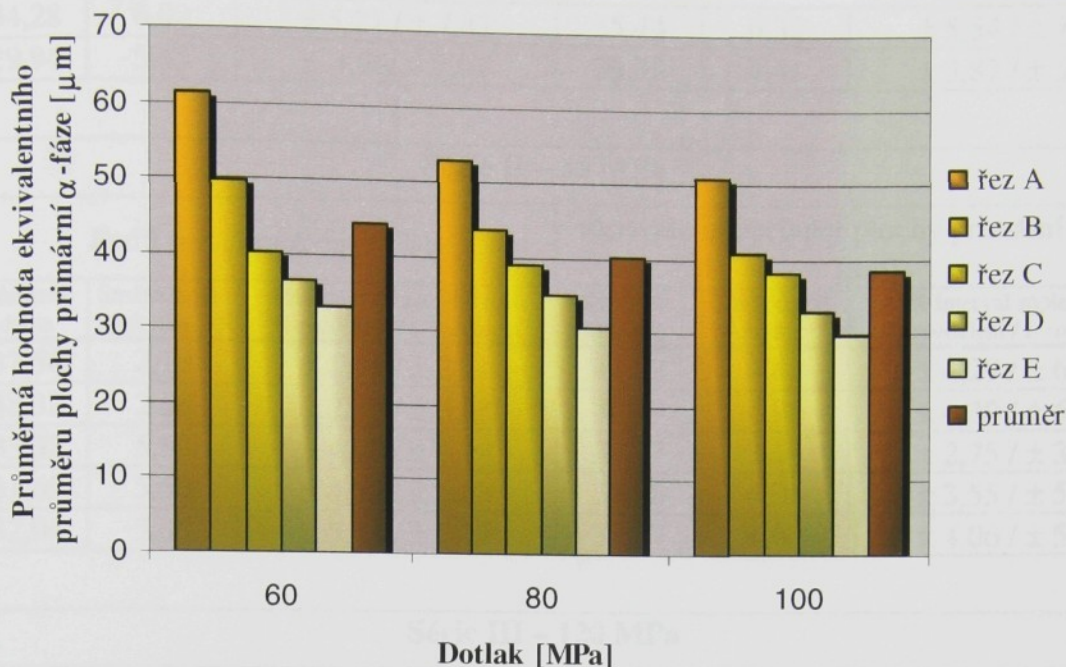
Korelační koeficient ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze					
Série	Řez				
	A	B	C	D	E
60 MPa	-0,942	-0,977	-0,999	-0,995	-0,958
80 MPa					
100 MPa					

Na obr.9-4 jsou graficky zpracovány údaje z tabulky 9.3. Ve sloupcovém grafu jsou znázorněny průměrné hodnoty podílu primární α -fáze ve struktuře výpadu Typ 1 v závislosti na dotlaku. Z grafu je patrný vliv dotlaku na průměrnou hodnotu podílu primární α -fáze ve struktuře.



Obr.9-4 Grafické zpracování průměrných hodnot podílů primární α -fáze ve struktuře výpadu z tab.9.3 - Typ 1

Grafické zpracování údajů průměrných hodnot ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze z tab.9.3 je uvedeno na obr.9-5. Z grafu je zřejmé, že vliv dotlaku na velikost ploch primární α -fáze se nejvíce projevuje v místech A, B a C (ve vtokové soustavě), kde je velké průtočné množství kovu a tím se méně projevuje vliv akumulární schopnosti formy. V místech tenkých průřezů (D, E) se pravděpodobně více projevuje rychlý odvod tepla formou.



Obr.9-5 Grafické zpracování průměrných hodnot ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze z tab.9.3 - Typ 1

Výpad Typ 2

U výpadu Typ 2 jsou statisticky zpracované výsledky měření podílu primární α -fáze ve struktuře a ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze uvedeny v tabulce 9.6.

Na obr. 9-6 jsou graficky zpracovány průměrné hodnoty podílu primárně vyloučené α -fáze ve struktuře z tabulky 9.6. Z grafu je stejně jako u výpadu Typ 1 patrný vliv dotlaku na podíl primární α -fáze ve struktuře.

Grafické zpracování průměrných hodnot ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze z tab.9.6 je na obr.9-7. Z grafu vyplývá podobně jako u výpadu Typ 1, že vliv dotlaku na velikost ploch primární α -fáze se nejvíce projevuje v místech A, B a C (ve vtokové soustavě), kde je velké průtočné množství kovu a tím méně se projevuje vliv akumulací formy. V místech tenkých průřezů (D, E) se velká akumulací schopnost formy projevuje více.

Tabulka 9.6 Statistické zpracování metalografického hodnocení struktur výpadu Typ 2

Série I – 10 MPa						
Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μ m]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	40,64	5,23	$\pm 4,58 / \pm 6,49$	41,92	3,26	$\pm 2,86 / \pm 4,05$
B	36,36	5,00	$\pm 4,38 / \pm 6,21$	40,67	6,24	$\pm 5,47 / \pm 7,74$
C	33,94	4,06	$\pm 3,56 / \pm 5,05$	39,62	6,25	$\pm 5,48 / \pm 7,76$



D	34,28	6,02	$\pm 5,27 / \pm 7,47$	35,44	6,32	$\pm 5,54 / \pm 7,85$
E	29,94	5,65	$\pm 4,96 / \pm 7,02$	33,39	4,41	$\pm 3,87 / \pm 5,48$

Série II – 35 MPa

Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	37,54	2,18	$\pm 1,91 / \pm 2,71$	41,92	4,89	$\pm 4,29 / \pm 6,07$
B	38,32	2,68	$\pm 2,35 / \pm 3,33$	39,79	4,90	$\pm 4,30 / \pm 6,09$
C	33,32	5,59	$\pm 4,90 / \pm 6,94$	37,37	3,14	$\pm 2,75 / \pm 3,89$
D	31,69	5,50	$\pm 4,82 / \pm 6,83$	32,06	4,05	$\pm 3,55 / \pm 5,03$
E	32,04	5,85	$\pm 5,13 / \pm 7,27$	32,77	4,63	$\pm 4,06 / \pm 5,75$

Série III – 120 MPa

Řez	Podíl primární α -fáze [%]			Ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze [μm]		
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95% interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení
A	38,74	4,66	$\pm 4,09 / \pm 5,79$	39,51	6,44	$\pm 5,65 / \pm 8,00$
B	39,96	2,36	$\pm 2,07 / \pm 2,93$	34,95	6,18	$\pm 5,41 / \pm 7,67$
C	35,74	3,12	$\pm 2,74 / \pm 3,88$	33,47	7,68	$\pm 6,73 / \pm 9,53$
D	32,24	3,67	$\pm 3,22 / \pm 4,56$	27,45	6,15	$\pm 5,39 / \pm 7,64$
E	30,86	5,92	$\pm 5,19 / \pm 7,35$	28,95	5,15	$\pm 4,52 / \pm 6,40$

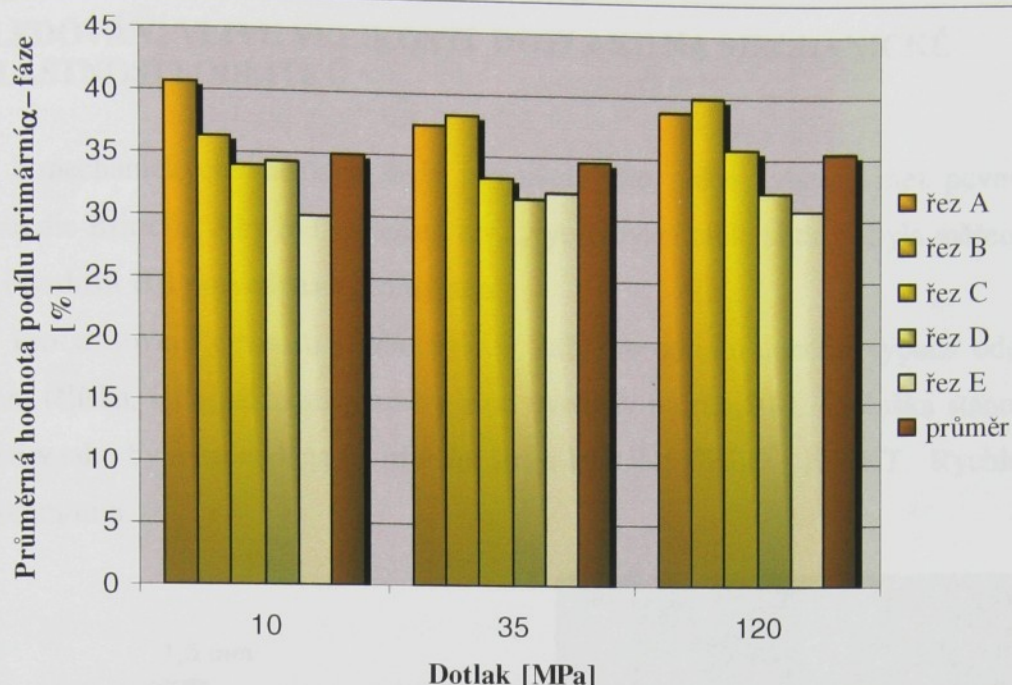
Pozn.: 95% interval spolehlivosti - první hodnota je určena za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) a druhá za předpokladu Studentova rozdělení (t-rozdělení).

Tabulka 9.7 Korelační koeficient podílu primární α -fáze ve struktuře – Typ 2

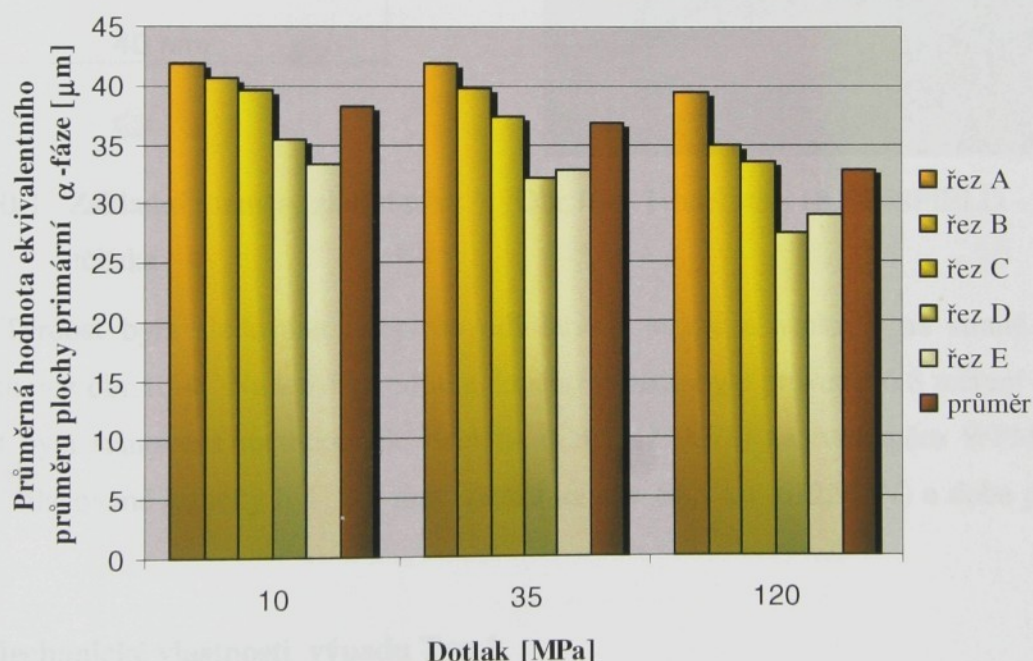
Korelační koeficient podílu primární α -fáze					
Série	Řez				
	A	B	C	D	E
10 MPa	-0,341	0,937	0,893	-0,513	0,147
35 MPa					
120 MPa					

Tabulka 9.8 Korelační koeficient ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze – Typ 2

Korelační koeficient ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze					
Série	Řez				
	A	B	C	D	E
10 MPa	-0,976	-0,997	-0,989	-0,977	-0,996
35 MPa					
120 MPa					



Obr.9-6 Grafické zpracování průměrných hodnot podílů primární α -fáze ve struktuře výpadu z tab.9.6 - Typ 2



Obr.9-7 Grafické zpracování průměrných hodnot ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze z tab.9.6 - Typ 2

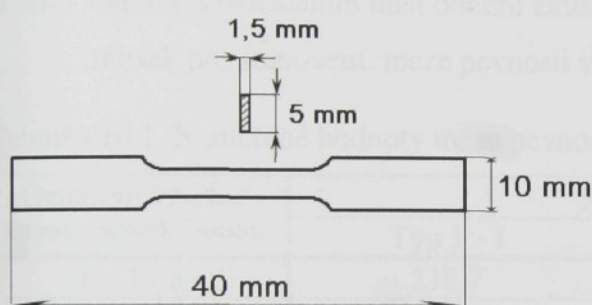
Korelační koeficient mezi podílem primární α -fáze a dotlakem je velmi nízký s výjimkou řezu B a C, což znamená, že lineární závislost mezi dotlakem a sledovaným parametrem nelze u řezu A, D, E očekávat. Stejně jako u výpadu Typ1 ukazují hodnoty korelačního koeficientu silnou závislost ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze na dotlaku. Tohoto zjištění bude zhodnoceno v diskusi.



10. SLEDOVÁNÍ VLIVU VELIKOSTI DOTLAKU NA MECHANICKÉ VLASTNOSTI ODLITKŮ

Z mechanických vlastností byly pro účely této práce vybrány mez pevnosti v tahu a tvrdost dle Brinella. Aby byl vyloučen tzv. „vytvrzovací efekt slitiny“ byla měření pevnosti v tahu i tvrdosti HB provedena v jediný den.

Pro stanovení pevnosti v tahu byly z každého odlitku daného výpadu odebrána dvě zkušební tělíska, jeho základní rozměry jsou uvedeny na obr.10-1. Zkouška stanovení meze pevnosti v tahu byla provedena na trhacím stroji HOUNSFIELD – H10KT. Rychlost tažení byla 10mm/min.



Obr.10-1 Základní rozměry zkušebního tělíska



Obr.10-2 Trhací stroj HOUNSFIELD – H10KT

Tvrdost byla sledována na ploše odlitku, na straně u vtoku a na straně odlehlé od vtoku, viz obr.10-4. Na každém odlitku daného výpadu bylo provedeno 8 měření tvrdosti. Tvrdost byla stanovena metodou dle Brinella (ČSN 42 0371) na tvrdoměru WPM – 308, průměr vtlačované kuličky byl 2,5 mm, zatěžující síla 62,5 kp (612,92 N) a doba působení 45 s.

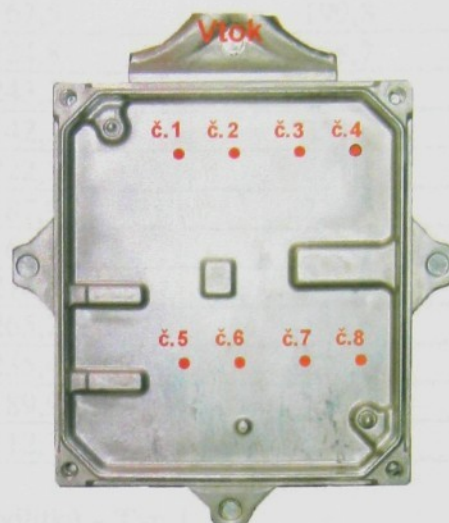
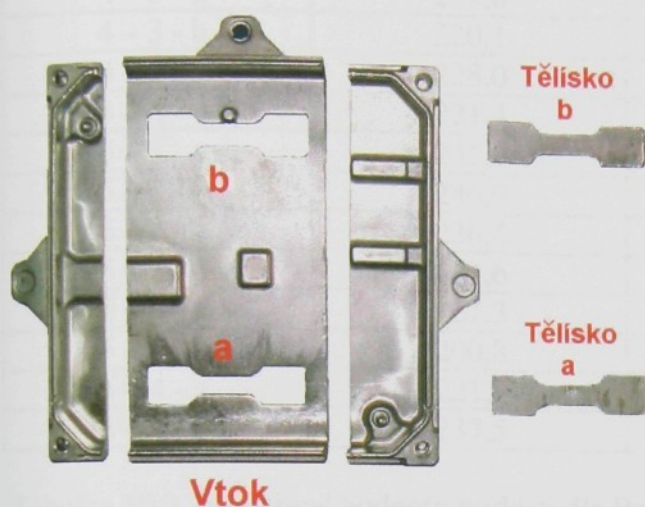
10.1 Mechanické vlastnosti výpadu Typ 1

Místa odběru zkušebních tělísek z odlitku pro stanovení meze pevnosti v tahu jsou znázorněna na obr.10-3. Výsledné hodnoty meze pevnosti v tahu jsou uvedeny v tabulce 10.1, ve které jsou vzorky označeny následovně:

číslo výpadu (1-5) – číslo odlitku (1-4) – místo odběru zkušebního tělíska (a, b).

Místa měření tvrdosti dle Brinella jsou označena na obr.10-4. Výsledky měření jsou uvedeny v tabulce 10.2, ve které jsou vzorky označeny následovně:

Typ 1 – série (I, II, III) – číslo výpadu (1-5) – číslo odlitku (1-4).



Obr.10-3 Odlitek s označením míst odběru zkušebních tělísek pro stanovení meze pevnosti v tahu Obr.10-4 Označení míst měření tvrdosti

Tabulka 10.1 Naměřené hodnoty meze pevnosti v tahu u odlitků – Typ 1

Označení vzorku výpad – odlitek - místo	Mez pevnosti v tahu [MPa]		
	Typ 1 - I	Typ 1 - II	Typ 1 - III
1 – 1 - a	218,7	259,9	239,5
1 – 1 - b	154,6	261,4	229,7
1 – 2 - a	142,3	241,0	235,6
1 – 2 - b	198,5	210,1	178,8
1 – 3 - a	187,3	186,8	185,8
1 – 3 - b	165,4	189,3	276,2
1 – 4 - a	231,9	215,2	168,9
1 – 4 - b	205,4	260,4	226,7
2 – 1 - a	221,6	199,4	232,9
2 – 1 - b	240,9	279,6	210,9
2 – 2 - a	210,2	169,0	199,5
2 – 2 - b	215,6	157,4	219,4
2 – 3 - a	194,5	218,8	164,9
2 – 3 - b	234,3	235,7	241,3
2 – 4 - a	226,4	233,6	224,5
2 – 4 - b	216,4	146,7	232,5
3 – 1 - a	180,2	215,9	204,6
3 – 1 - b	229,6	189,7	222,3
3 – 2 - a	231,0	168,7	247,7
3 – 2 - b	181,8	219,2	245,4
3 – 3 - a	159,6	245,6	248,0
3 – 3 - b	215,8	261,2	243,5
3 – 4 - a	244,4	143,2	202,6
3 – 4 - b	202,9	201,3	219,6
4 – 1 - a	169,8	232,3	261,6
4 – 1 - b	188,7	244,2	254,0
4 – 2 - a	231,2	205,4	219,7
4 – 2 - b	169,4	215,3	243,1



4 - 3 - a	227,6	167,5	199,8
4 - 3 - b	220,1	224,8	258,7
4 - 4 - a	228,0	243,2	185
4 - 4 - b	221,4	142,3	251,8
5 - 1 - a	235,5	222,1	231,2
5 - 1 - b	246,0	187,9	212,6
5 - 2 - a	236,4	164,5	238,4
5 - 2 - b	187,6	210,5	221,4
5 - 3 - a	167,3	265,2	185,6
5 - 3 - b	200,8	235,4	215,2
5 - 4 - a	221,3	189,9	156,8
5 - 4 - b	237,5	212,3	234,5

Tabulka 10.2 Naměřené hodnoty tvrdosti dle Brinella u odlitků – Typ 1

Označení vzorku Typ – série – výpad - odlitek	Oblast u vtoku				Oblast odlehlá od vtoku			
	Bod č.1	Bod č.2	Bod č.3	Bod č.4	Bod č.5	Bod č.6	Bod č.7	Bod č.8
Typ 1 – I – 1 - 1	105	104	103	110	112	112	112	115
Typ 1 – I – 1 - 2	108	105	107	105	107	108	112	112
Typ 1 – I – 1 - 3	110	111	104	108	110	105	110	110
Typ 1 – I – 1 - 4	107	103	110	102	104	110	108	110
Typ 1 – I – 2 - 1	110	104	107	115	115	115	115	115
Typ 1 – I – 2 - 2	110	108	108	110	108	112	110	110
Typ 1 – I – 2 - 3	108	105	110	110	110	110	115	112
Typ 1 – I – 2 - 4	107	110	108	112	110	112	112	112
Typ 1 – I – 3 - 1	102	101	102	112	115	107	115	112
Typ 1 – I – 3 - 2	107	104	110	107	107	110	110	112
Typ 1 – I – 3 - 3	105	107	105	104	110	112	112	110
Typ 1 – I – 3 - 4	107	104	107	107	107	110	112	110
Typ 1 – I – 4 - 1	110	112	110	111	115	115	115	115
Typ 1 – I – 4 - 2	107	110	112	107	110	110	112	110
Typ 1 – I – 4 - 3	110	107	107	112	112	110	112	112
Typ 1 – I – 4 - 4	110	107	110	107	110	112	110	112
Typ 1 – I – 5 - 1	110	107	107	107	112	112	115	112
Typ 1 – I – 5 - 2	107	104	107	110	110	110	112	110
Typ 1 – I – 5 - 3	107	110	110	110	110	107	112	112
Typ 1 – I – 5 - 4	110	110	107	107	110	110	110	110
Typ 1 – II – 1 - 1	104	102	105	110	112	112	110	112
Typ 1 – II – 1 - 2	108	107	107	107	110	112	110	110
Typ 1 – II – 1 - 3	110	110	105	110	110	110	112	110
Typ 1 – II – 1 - 4	107	107	107	107	110	110	115	112
Typ 1 – II – 2 - 1	110	110	110	118	118	112	115	118
Typ 1 – II – 2 - 2	110	112	104	112	112	112	112	110
Typ 1 – II – 2 - 3	107	107	107	110	110	112	112	112
Typ 1 – II – 2 - 4	107	107	107	110	110	110	115	112
Typ 1 – II – 3 - 1	104	107	110	112	109	118	112	115
Typ 1 – II – 3 - 2	110	110	110	110	110	112	115	115
Typ 1 – II – 3 - 3	107	110	107	110	112	112	112	112
Typ 1 – II – 3 - 4	107	107	107	107	112	112	112	110



Typ 1 – II – 4 - 1	110	104	106	110	110	115	112	119
Typ 1 – II – 4 - 2	107	107	110	104	110	112	112	115
Typ 1 – II – 4 - 3	110	107	110	107	107	110	112	112
Typ 1 – II – 4 - 4	110	110	107	107	107	110	110	112
Typ 1 – II – 5 - 1	112	110	104	105	105	118	112	120
Typ 1 – II – 5 - 2	110	107	107	107	110	112	112	115
Typ 1 – II – 5 - 3	110	107	107	110	112	112	112	115
Typ 1 – II – 5 - 4	107	110	110	110	110	115	115	112
Typ 1 – III – 1 - 1	110	104	103	112	110	115	115	115
Typ 1 – III – 1 - 2	110	107	107	110	110	115	115	115
Typ 1 – III – 1 - 3	110	110	107	112	112	112	115	112
Typ 1 – III – 1 - 4	107	110	110	112	112	112	112	112
Typ 1 – III – 2 - 1	115	110	112	112	121	115	118	115
Typ 1 – III – 2 - 2	110	112	112	115	115	118	115	115
Typ 1 – III – 2 - 3	112	112	112	112	115	115	115	118
Typ 1 – III – 2 - 4	110	115	110	112	112	115	115	115
Typ 1 – III – 3 - 1	110	111	104	112	110	115	112	112
Typ 1 – III – 3 - 2	112	110	110	112	110	112	115	115
Typ 1 – III – 3 - 3	115	112	110	110	112	112	112	115
Typ 1 – III – 3 - 4	112	112	112	110	112	115	112	112
Typ 1 – III – 4 - 1	108	110	112	115	110	118	115	118
Typ 1 – III – 4 - 2	110	110	112	115	112	115	115	115
Typ 1 – III – 4 - 3	110	112	112	112	115	112	115	115
Typ 1 – III – 4 - 4	110	110	110	112	112	112	112	112
Typ 1 – III – 5 - 1	105	110	110	114	112	115	112	118
Typ 1 – III – 5 - 2	110	110	112	112	112	115	112	115
Typ 1 – III – 5 - 3	110	112	112	112	115	112	115	115
Typ 1 – III – 5 - 4	107	110	112	110	112	112	115	115

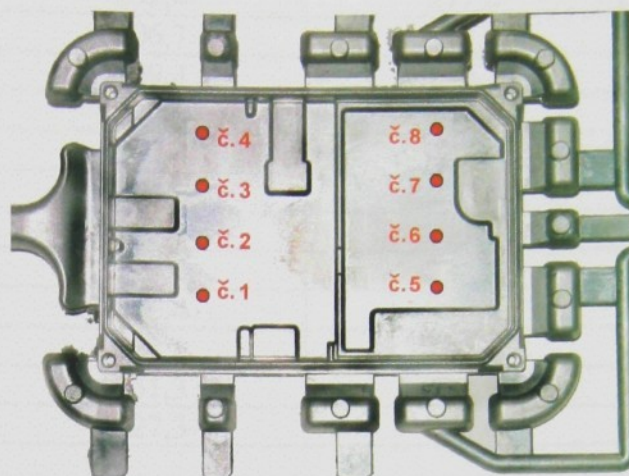
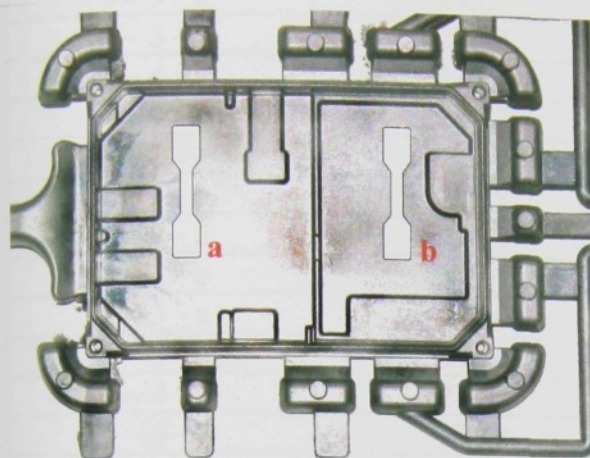
10.2 Mechanické vlastnosti výpadu Typ 2

Místa odběru zkušebních tělísek z odlitku pro stanovení meze pevnosti v tahu jsou znázorněna na obr.10-5. Výsledné hodnoty meze pevnosti v tahu jsou uvedeny v tabulce 10.3, ve které jsou vzorky označeny následovně:

číslo výpadu (1-5) – číslo odlitku (1- 4) – místo odběru zkušebního tělíska (a, b).

Místa měření tvrdosti dle Brinella jsou označena na obr.10-6. Výsledky měření jsou uvedeny v tabulce 10.4, ve které jsou vzorky označeny následovně:

Typ 2 – série (I, II, III) – číslo výpadu (1-5) – číslo odlitku (1- 4).



Obr.10-5 Odlitek s označením míst odběru zkušebních tělísek pro stanovení meze pevnosti v tahu Obr. 10-6 Označení míst měření tvrdosti

Tabulka 10.3 Naměřené hodnoty meze pevnosti v tahu u odlitků – Typ 2

Označení vzorku výpad – odlitek - místo	Mez pevnosti v tahu [MPa]		
	Typ 2 - I	Typ 2 - II	Typ 2 - III
1 – 1 - a	221,9	248,7	228,5
1 – 1 - b	259,8	252,6	250,8
1 – 2 - a	225,1	196,2	213,6
1 – 2 - b	241,5	201,3	231,7
1 – 3 - a	239,9	235,4	151,3
1 – 3 - b	228,7	241,6	249,9
1 – 4 - a	212,4	261,1	233,4
1 – 4 - b	234,2	247,5	267,1
2 – 1 - a	219,8	149,1	274,8
2 – 1 - b	259,4	257,3	253,9
2 – 2 - a	189,5	246,3	262,4
2 – 2 - b	249,8	297,8	244,8
2 – 3 - a	251,3	219,8	248,1
2 – 3 - b	235,4	198,2	254,3
2 – 4 - a	227,5	206,3	227,6
2 – 4 - b	221,3	232,5	235,1
3 – 1 - a	228,5	241,8	185,8
3 – 1 - b	205,6	219,6	285,7
3 – 2 - a	212,5	241,5	184,3
3 – 2 - b	224,6	267,2	253,9
3 – 3 - a	219,2	230,8	249,9
3 – 3 - b	189,7	247,5	274,3
3 – 4 - a	164,2	223,3	253,8
3 – 4 - b	219,5	218,4	236,2
4 – 1 - a	205,7	235,3	251,9
4 – 1 - b	210,8	245,7	283,9
4 – 2 - a	224,6	188,8	138,9
4 – 2 - b	234,6	266,7	232,9



4 - 3 - a	245,7	252,4	277,8
4 - 3 - b	254,2	206,7	261,3
4 - 4 - a	239,6	239,4	230,1
4 - 4 - b	247,7	227,5	247,8
5 - 1 - a	219,8	217,4	239,9
5 - 1 - b	231,8	236,9	252,6
5 - 2 - a	226,9	251,2	244,6
5 - 2 - b	248,7	229,7	232,6
5 - 3 - a	223,6	246,4	258,6
5 - 3 - b	245,6	232,1	243,5
5 - 4 - a	218,5	251,3	237,9
5 - 4 - b	221,7	227,3	228,6

Tabulka 10.4 Naměřené hodnoty tvrdosti dle Brinella u odlitků – Typ 2

Označení vzorku Typ – série – výpad - odlitek	Oblast u vtoku				Oblast odlehlá od vtoku			
	Bod č.1	Bod č.2	Bod č.3	Bod č.4	Bod č.5	Bod č.6	Bod č.7	Bod č.8
Typ 2 – I – 1 - 1	115	110	115	116	115	115	114	112
Typ 2 – I – 1 - 2	110	112	112	112	115	115	114	115
Typ 2 – I – 1 - 3	112	115	110	115	115	114	115	112
Typ 2 – I – 1 - 4	112	110	112	112	112	115	112	112
Typ 2 – I – 2 - 1	112	115	110	112	112	114	118	115
Typ 2 – I – 2 - 2	112	111	114	115	115	117	116	115
Typ 2 – I – 2 - 3	115	113	110	114	115	115	116	118
Typ 2 – I – 2 - 4	116	114	115	115	116	115	116	115
Typ 2 – I – 3 - 1	114	115	115	116	115	115	115	118
Typ 2 – I – 3 - 2	112	114	110	112	115	118	117	115
Typ 2 – I – 3 - 3	114	112	112	114	114	116	116	114
Typ 2 – I – 3 - 4	115	112	115	114	115	116	114	116
Typ 2 – I – 4 - 1	112	113	112	115	115	115	114	115
Typ 2 – I – 4 - 2	113	115	112	112	114	115	118	118
Typ 2 – I – 4 - 3	115	112	112	114	115	115	116	115
Typ 2 – I – 4 - 4	114	114	112	112	113	116	116	114
Typ 2 – I – 5 - 1	112	115	114	112	115	118	115	114
Typ 2 – I – 5 - 2	114	112	113	114	112	116	114	118
Typ 2 – I – 5 - 3	112	115	114	114	116	115	114	116
Typ 2 – I – 5 - 4	110	112	114	115	115	115	116	114
Typ 2 – II – 1 - 1	112	112	112	114	112	115	112	115
Typ 2 – II – 1 - 2	112	112	110	112	115	112	115	116
Typ 2 – II – 1 - 3	115	112	115	116	115	115	118	116
Typ 2 – II – 1 - 4	115	110	115	112	112	114	115	115
Typ 2 – II – 2 - 1	112	112	112	114	114	118	118	116
Typ 2 – II – 2 - 2	116	115	114	115	118	114	117	118
Typ 2 – II – 2 - 3	118	116	116	115	118	116	116	115
Typ 2 – II – 2 - 4	114	118	116	116	118	116	115	118
Typ 2 – II – 3 - 1	110	115	112	114	115	118	115	118
Typ 2 – II – 3 - 2	115	115	112	116	115	118	115	120
Typ 2 – II – 3 - 3	116	118	114	112	115	116	115	118
Typ 2 – II – 3 - 4	116	115	114	116	118	118	116	118



Typ 2 – II – 4 - 1	114	115	112	115	117	115	118	115
Typ 2 – II – 4 - 2	116	115	114	112	118	114	114	118
Typ 2 – II – 4 - 3	115	114	115	114	118	114	116	114
Typ 2 – II – 4 - 4	115	112	112	114	116	115	116	115
Typ 2 – II – 5 - 1	116	115	116	116	118	116	116	118
Typ 2 – II – 5 - 2	112	115	115	115	116	118	116	118
Typ 2 – II – 5 - 3	114	112	115	114	115	118	116	115
Typ 2 – II – 5 - 4	114	114	112	115	118	116	116	115
Typ 2 – III – 1 - 1	115	115	118	116	118	115	116	118
Typ 2 – III – 1 - 2	115	114	112	114	115	117	115	116
Typ 2 – III – 1 - 3	112	115	118	116	118	115	116	112
Typ 2 – III – 1 - 4	118	118	115	112	118	118	118	120
Typ 2 – III – 2 - 1	118	121	118	116	118	118	120	121
Typ 2 – III – 2 - 2	115	115	115	116	115	118	116	116
Typ 2 – III – 2 - 3	118	114	118	114	118	112	115	120
Typ 2 – III – 2 - 4	115	116	118	116	115	116	119	118
Typ 2 – III – 3 - 1	115	118	116	118	117	120	118	121
Typ 2 – III – 3 - 2	116	114	114	116	121	118	118	120
Typ 2 – III – 3 - 3	112	114	115	114	115	118	120	121
Typ 2 – III – 3 - 4	116	115	114	116	121	118	118	119
Typ 2 – III – 4 - 1	115	114	116	115	118	120	121	118
Typ 2 – III – 4 - 2	116	118	116	115	118	119	120	120
Typ 2 – III – 4 - 3	113	115	115	117	118	120	121	120
Typ 2 – III – 4 - 4	112	115	116	118	115	120	117	119
Typ 2 – III – 5 - 1	115	112	114	115	118	120	117	119
Typ 2 – III – 5 - 2	114	116	112	116	117	119	118	119
Typ 2 – III – 5 - 3	115	117	116	114	118	120	118	120
Typ 2 – III – 5 - 4	114	116	116	114	116	120	118	117

10.3 Shrnutí výsledků studia mechanických vlastností odlitků

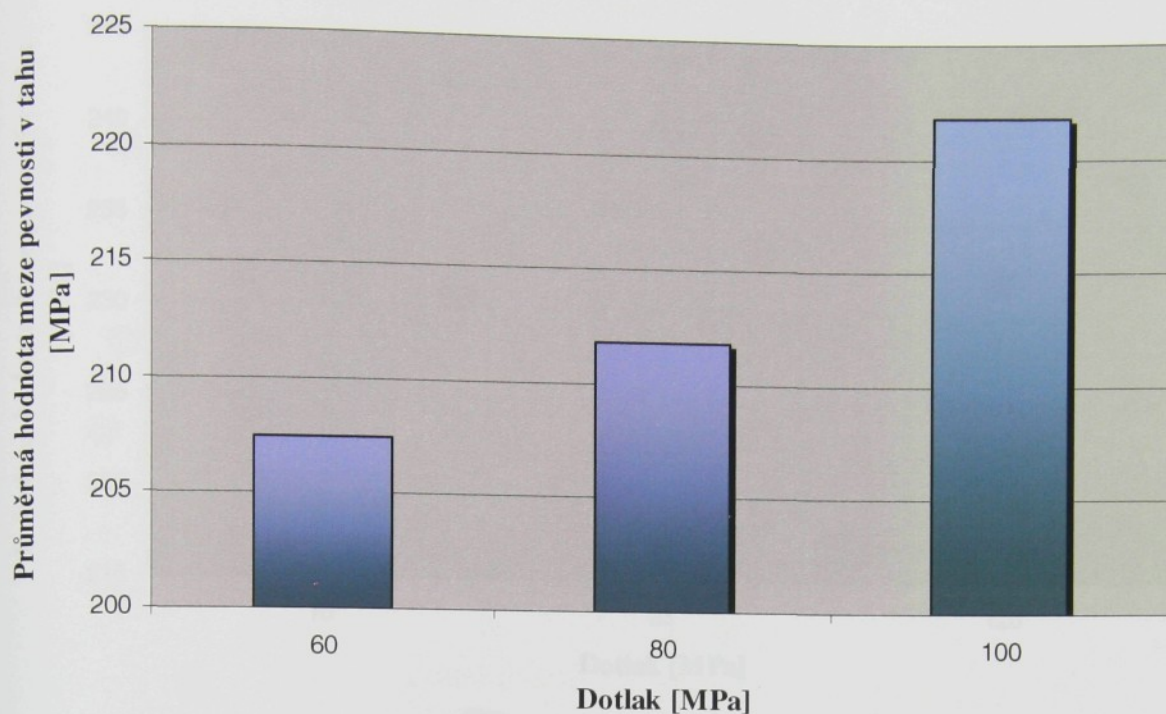
Typ 1 – pevnost v tahu

Statisticky zpracované hodnoty meze pevnosti v tahu odlitku výpadu Typ 1 jsou uvedeny v tab. 10.5. Graficky jsou zpracovány na obr. 10-7.

Tabulka 10.5 Mez pevnosti v tahu odlitku výpadu Typ 1

Mez pevnosti v tahu [MPa]				
Série	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95 % interval spolehlivosti N-rozdělení / t-rozdělení	korelační koeficient
I - 60 MPa	207,45	27,81	$\pm 8,62 / \pm 8,89$	0,975
II - 80 MPa	211,80	36,20	$\pm 11,22 / \pm 11,58$	
III - 100 MPa	221,76	27,92	$\pm 8,65 / \pm 8,93$	

Pozn.: 95% interval spolehlivosti - první hodnota je určena za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) a druhá za předpokladu Studentova rozdělení (t-rozdělení).



Obr. 10-7 Grafické zpracování hodnot z tabulky 10.5 – odlitek výpadu Typ1

Typ 2 – pevnost v tahu

Pro odlitek výpadu Typ 2 jsou průměrné hodnoty meze pevnosti v tahu uvedeny v tab. 10.6, graficky jsou zpracovány na obr.10-8.

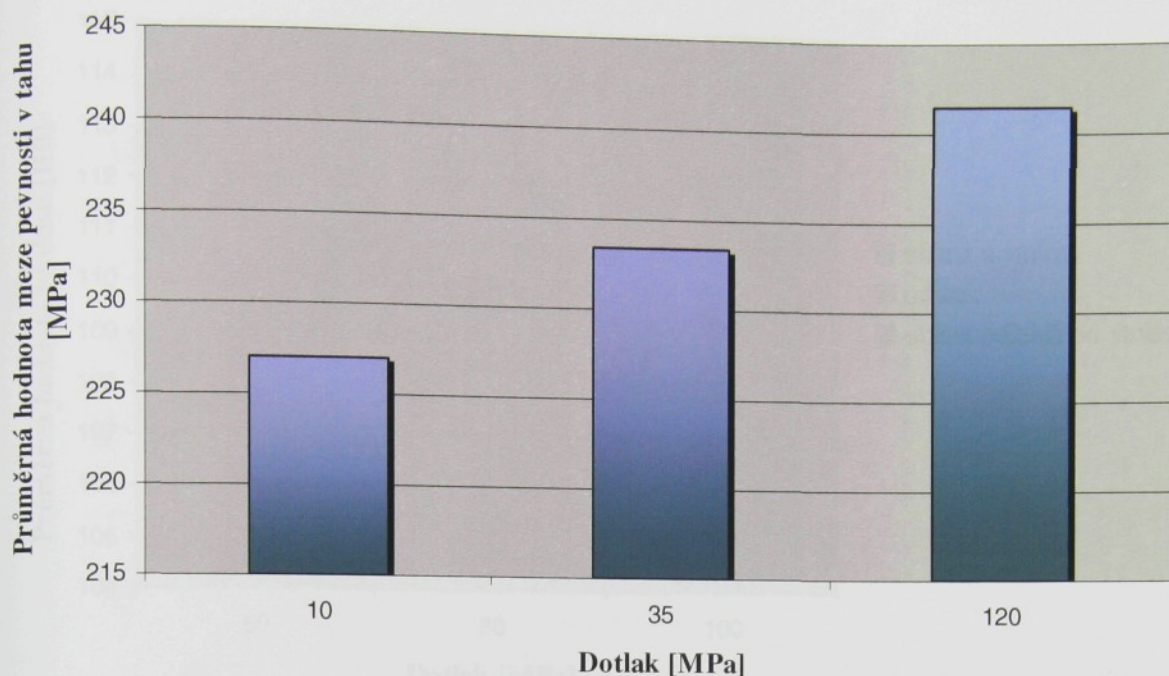
Tabulka 10.6 Mez pevnosti v tahu odlitku výpadu Typ 2

Mez pevnosti v tahu [MPa]				
Série	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95 % interval spolehlivosti N-rozdělení / t- rozdělení	korelační koeficient
I - 10 MPa	227,02	19,65	$\pm 6,09 / \pm 6,29$	0,972
II - 35 MPa	233,42	25,69	$\pm 7,96 / \pm 8,22$	
III - 120 MPa	241,48	27,68	$\pm 8,59 / \pm 8,85$	

Pozn.: 95% interval spolehlivosti - první hodnota je určena za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) a druhá za předpokladu Studentova rozdělení (t-rozdělení).

Z grafů obr. 10-7 a obr.10-8 je patrný vliv dotlaku na průměrnou mez pevnosti v tahu. Mez pevnosti v tahu se pro odlitek výpadu Typ 1 mění v intervalu $< 207, 222 >$ MPa a pro odlitek výpadu Typ2 v intervalu $< 227, 241 >$ MPa.

Hodnoty korelačních koeficientů mezi mezí pevností v tahu a dotlakem pro oba typy výpadů svědčí o vysoké lineární závislosti, je tedy možné použít pro popis závislosti regresní přímky.



Obr. 10-8 Grafické zpracování hodnot z tabulky 10.6 – odlitek výpadu Typ2

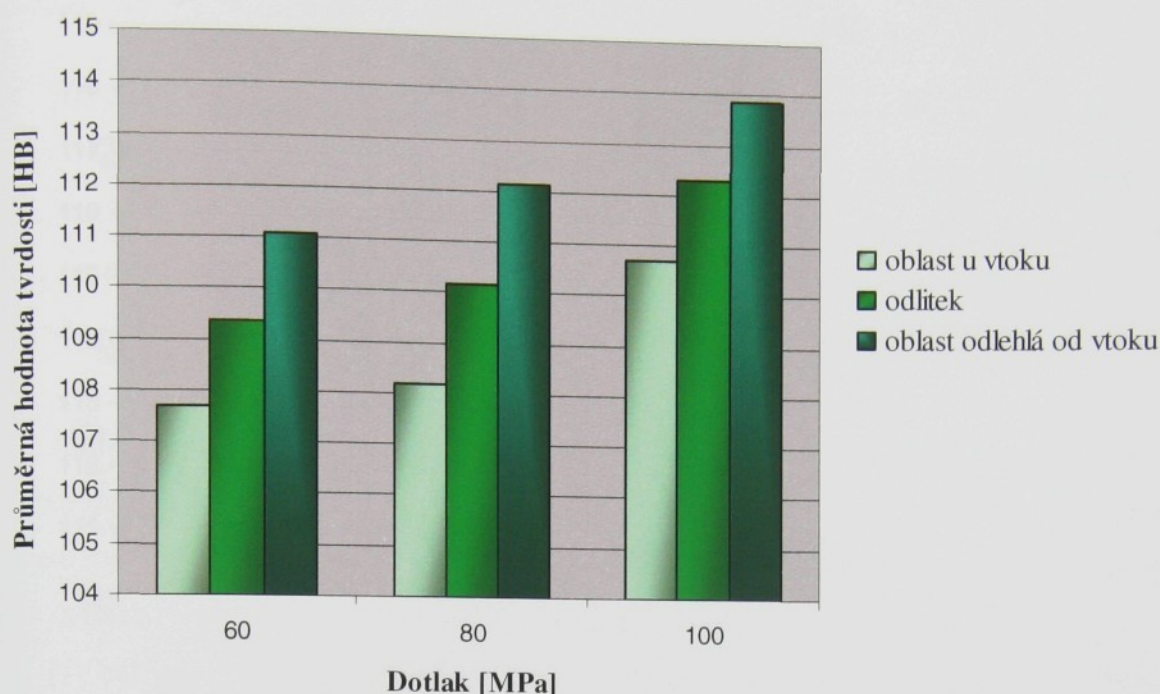
Typ1 – tvrdost HB

Statisticky zpracované hodnoty tvrdosti dle Brinella jsou uvedeny v tabulce 10.7, na obr.10-9 je jejich grafické zpracování.

Tabulka 10.7 Tvrdost dle Brinella odlitku výpadu Typ 1

		Tvrdost [HB]			korelační koeficient
Série		Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95 % interval spolehlivosti	
60 MPa	oblast u vtoku	107,68	2,82	± 0,44	0,934 0,990 0,966
	odlehlá od vtoku	111,09	2,40	± 0,37	
	odlitek	109,38	3,12	± 0,48	
80 MPa	oblast u vtoku	108,19	2,47	± 0,38	
	odlehlá od vtoku	112,14	2,66	± 0,41	
	odlitek	110,16	3,23	± 0,50	
100 MPa	oblast u vtoku	110,70	2,38	± 0,37	
	odlehlá od vtoku	113,86	2,20	± 0,34	
	odlitek	112,28	2,78	± 0,43	

Pozn.: 95% interval spolehlivosti – při velkém počtu hodnot je za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) i Studentova rozdělení (t-rozdělení) interval stejný. Korelační koeficienty jsou uvedeny v pořadí: dotlak - oblast u vtoku, dotlak - oblast odlehlá od vtoku a dotlak – odlitek (průměrná hodnota z oblasti u vtoku a oblasti odlehlé od vtoku).



Obr.10-9 Grafické zpracování hodnot z tabulky 10.7 – odlitek výpadu Typ 1

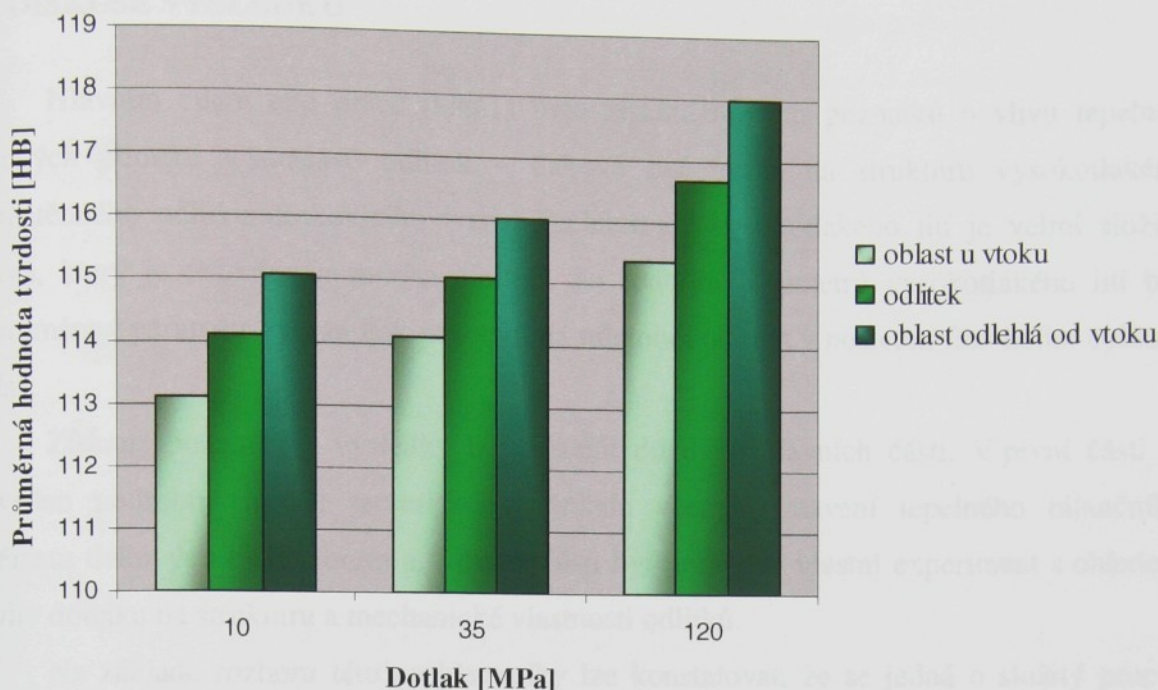
Typ2 – tvrdost HB

Pro odlitek výpadu Typ 2 jsou statisticky zpracované hodnoty tvrdosti dle Brinella uvedeny v tabulce 10.8, grafické zpracování je na obr.10-10.

Tabulka 10.8 Tvrdost dle Brinella odlitku výpadu Typ 2

Tvrdost [HB]					
Série		Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	95 % interval spolehlivosti	korelační koeficient
10 MPa	oblast u vtoku	113,13	1,68	± 0,26	0,973 0,994 0,987
	odlehlá od vtoku	115,08	1,49	± 0,23	
	odlitek	114,10	1,86	± 0,29	
35 MPa	oblast u vtoku	114,11	1,81	± 0,28	
	odlehlá od vtoku	116,04	1,72	± 0,27	
	odlitek	115,08	2,00	± 0,31	
120 MPa	oblast u vtoku	115,39	1,78	± 0,28	
	odlehlá od vtoku	118,01	2,02	± 0,31	
	odlitek	116,70	2,31	± 0,36	

Pozn.: 95% interval spolehlivosti – při velkém počtu hodnot je za předpokladu normálního rozdělení (N-rozdělení) i Studentova rozdělení (t-rozdělení) interval stejný. Korelační koeficienty jsou uvedeny v pořadí: dotlak - oblast u vtoku, dotlak - oblast odlehlá od vtoku a dotlak – odlitek (průměrná hodnota z oblasti u vtoku a oblasti odlehlé od vtoku).



Obr.10-10 Grafické zpracování hodnot z tabulky 10.8 – odlitek výpadu Typ 2

Z grafů na obr.10-9 a obr.10-10 je patrný vliv dotlaku na průměrné hodnoty tvrdosti dle Brinella. U obou typů výpadů byl zaznamenán větší rozdíl hodnot tvrdosti v oblasti vtoku a v oblasti odlehlé od vtoku. To je pravděpodobně způsobeno vysokou tepelnou akumulací formy (viz kap.8).



11. DISKUSE VÝSLEDKŮ

Hlavním cílem této práce (kap.1) bylo získání nových poznatků o vlivu tepelně-tlakových poměrů v soustavě odlitek – tlaková licí forma na strukturu vysokotlakého tenkostěnného odlitku deskovitého tvaru. Technologie vysokotlakého lití je velmi složitý proces, který je ovlivňován mnoha činiteli. Ze souboru parametrů vysokotlakého lití byl za proměnný parametr vybrán tlak působící na tuhnoucí odlitek v poslední fázi licího cyklu – dotlak.

Získané poznatky a výsledky lze rozdělit do dvou hlavních částí. V první části je proveden podrobný rozbor teoretického základu včetně sestavení tepelného bilančního schématu tlakových licích forem a v druhé části byl proveden vlastní experiment s ohledem na vliv dotlaku na strukturu a mechanické vlastnosti odlitků.

Na základě rozboru této problematiky lze konstatovat, že se jedná o složitý proces nejen z pohledu teoretického, ale i praktického. Literární prameny nevěnují této problematice pozornost v uceleném měřítku. Hlavní pozornost je věnována vlastnímu technologickému procesu.

Poznatky z provedeného experimentu lze shrnout do následujících oblastí:

1. Tepelné bilance použitých tlakových licích forem

Ze zkušeností s experimentem lze konstatovat, že vysokotlaké lití je tepelný proces velmi obtížně sledovatelný měřicí technikou (nepřístupnost měřených míst, rychlý pracovní cyklus apod.). Měření veličin potřebných pro výpočet nelze realizovat v laboratorních podmínkách pro složitost technologie, vyžaduje to použití speciálních bezdotykových měřidel (např. Raytek ThermoView Ti30, ThermoCAM P65) teploty odlitku po vyjmutí z formy i teploty formy (vně i na lici). Problémy způsobuje měření množství ochranného nástřiku, množství a teploty temperačního média, apod. Rozložení teplot ve formě ovlivňuje mnoho parametrů potřebných pro výpočet tepelné bilance tlakové licí formy, které se odlišným způsobem mění s teplotou a časem.

Na kovovou formu je nutné pohlížet současně jako na vodič a akumulátor tepla. Tavenina přivádí do dutiny formy během jednoho licího cyklu určité množství tepla. Na začátku lití forma akumuluje velké množství tepla, protože jsou vytvořeny podmínky pro co nejrychlejší odvod tepla z taveniny. S následujícími licími cykly forma dále akumuluje teplo od tuhnoucích odlitků, ale současně ho předává temperačnímu systému. Po určité době se tento stav ustálí na rovnováze. Forma je prohřátá v celém svém objemu, což má vliv na krystalizační podmínky odlitků.



Experimentem bylo potvrzeno, že temperační systém významně ovlivňuje průběh teplotních polí v závislosti na druhu proudění temperačního média, na teplotě temperačního média a na rozmístění temperačních kanálů ve formě.

Množství tepla odvedeného ochranným nástřikem závisí na typu nástřiku. Z hlediska odvodu tepla má velký význam ochranný nástřik líce formy na bázi vody. Dochází k odpaření kapalně fáze nástřiku (skupenské teplo vypařování vody $L_{vn} = 2253000 \text{ J.kg}^{-1}$) a tím k ochlazení formy. Pokud je použit ochranný nástřik v formě prášku, může se tato složka tepla při výpočtu tepelné bilance formy zanedbat.

Složitost výpočtu tepelné bilance spočívá v tom, že tepelné děje mezi taveninou, kovovou licí formou probíhají velmi rychle, cyklicky se opakují a jsou nestacionárního charakteru, čímž je matematické řešení dané problematiky velmi náročné. Zjednodušená metodika výpočtu tepelné bilance (nepostihuje časové souvislosti dějů) byla navržena v kapitole 4.1 a aplikována v kapitole 8.

Pro výpočet zmíněné tepelné bilance bylo třeba určit konkrétní součinitele přestupu tepla a tepelně-fyzikální vlastnosti slitiny a materiálu formy a především experimentálně stanovit potřebné veličiny. Veličiny použité pro výpočet jsou v tabulce 8.1 a 8.4. V experimentu zjištěné rozdíly mezi celkovým teplem uvolněným výpadem a celkovým teplem odvedeným jednotlivými složkami sáláním, prouděním, vedením, nástřikem a temperačním systémem je pravděpodobně způsoben zanedbáním tepla odvedeného pístem stroje, nepřesnostmi v měření potřebných parametrů a především zjednodušeným postupem výpočtu.

Na výsledné tepelné bilanci formy se nejméně projevuje chyba v určení teploty formy, ve větší míře projevuje chyba v měření množství a teploty temperačního média, rozhodující roli hraje chyba v určení množství odpařeného ochranného nástřiku líce formy (viz řády hodnot složek tepel tepelné bilance v tabulce 8.2 a 8.5). Určit přesně množství odpařeného nástřiku však není v praxi jednoduché.

Vypočtené složky tepelné bilance použitých forem Typ 1 a Typ 2 jsou uvedeny v kapitole 8.3. Ukazují na to, že v obou případech největší část tepla je odvedena ochranným nástřikem líce formy, následuje sálání z povrchu formy, pak vedení a nejmenší část tepla je odvedena z povrchu formy prouděním (část odvedená prouděním je přibližně poloviční proti sálání). V provedeném experimentu bylo zjištěno, že u obou použitých forem temperační systém teplo neodvádí, ale naopak dodává. U formy Typ 2 je složka tepla odvedeného nástřikem větší než u formy Typ 1. Je to způsobeno použitím většího množství ochranného nástřiku líce formy. Lze předpokládat, že při ošetření formy pomocí prášku, by temperační systém teplo z formy odváděl. Potvrzují to experimenty na jiných formách, kde byl použit jak



nástřik na bázi vody, tak práškový nástřik. Toto tvrzení lze podložit i výpočtem. Ze součtu složek odvedeného tepla bez složky ochranného nástřiku je patrné, že teplo musí být z formy odvedeno, aby bylo dosaženo stejné teploty formy.

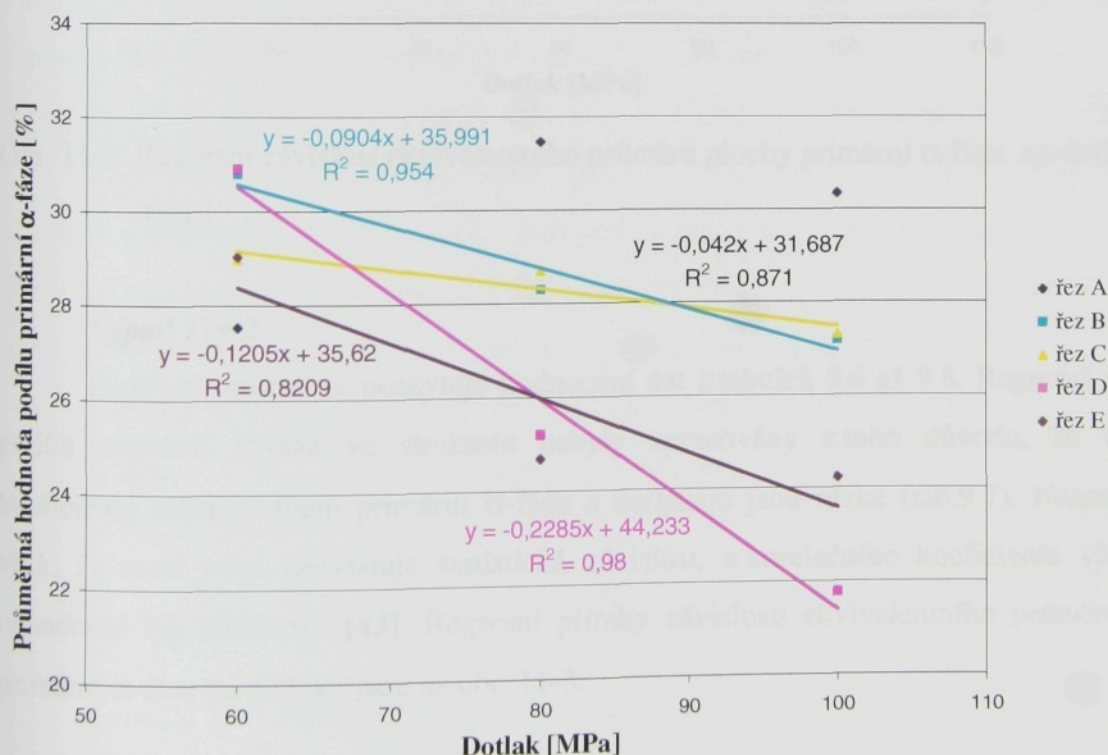
Experiment ukázal, že forma Typ 2 je proti formě Typ 1 chladnější, má tedy vyšší akumulární schopnost. Proto odlitky z formy Typ 2 mají bez ohledu na použitý dotlak jemnozrnnější strukturu a vyšší mechanické vlastnosti.

2. Metalografické hodnocení struktury

Výsledky metalografického hodnocení struktury výpadů Typ 1 a Typ 2 (kap. 9.3) potvrzují obecné tvrzení, že čím chladnější forma, tím jemnozrnnější struktura.

Výpad Typ 1

V tabulce 9.4 jsou uvedeny korelační koeficienty mezi podílem primární α -fáze ve struktuře jednotlivých řezů (A, B, C, D, E) a dotlakem pro výpad Typ 1. Z hodnot lze usuzovat (kromě řezu A) na poměrně silnou statistickou závislost sledovaných veličin. Proto byly k vyjádření studované závislosti použity v intervalu dotlaků 60 – 100 MPa regresní přímky (obr.11-1). V grafu jsou uvedeny rovnice regresních přímek včetně koeficientu determinace.

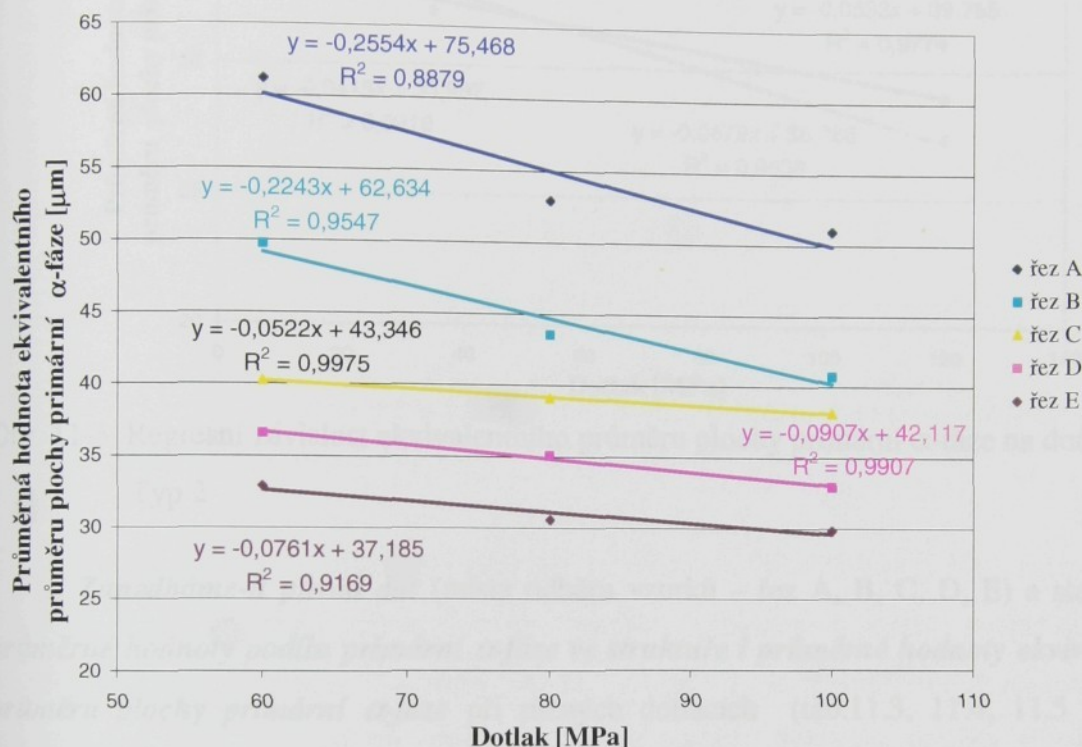


Obr. 11-1 Regresní závislost podílu primární α -fáze ve struktuře na dotlaku – Typ 1

Z průběhu regresních přímek je zřejmé, že s rostoucím dotlakem podíl primární α -fáze ve struktuře klesá, ale koeficient regrese je nízký.



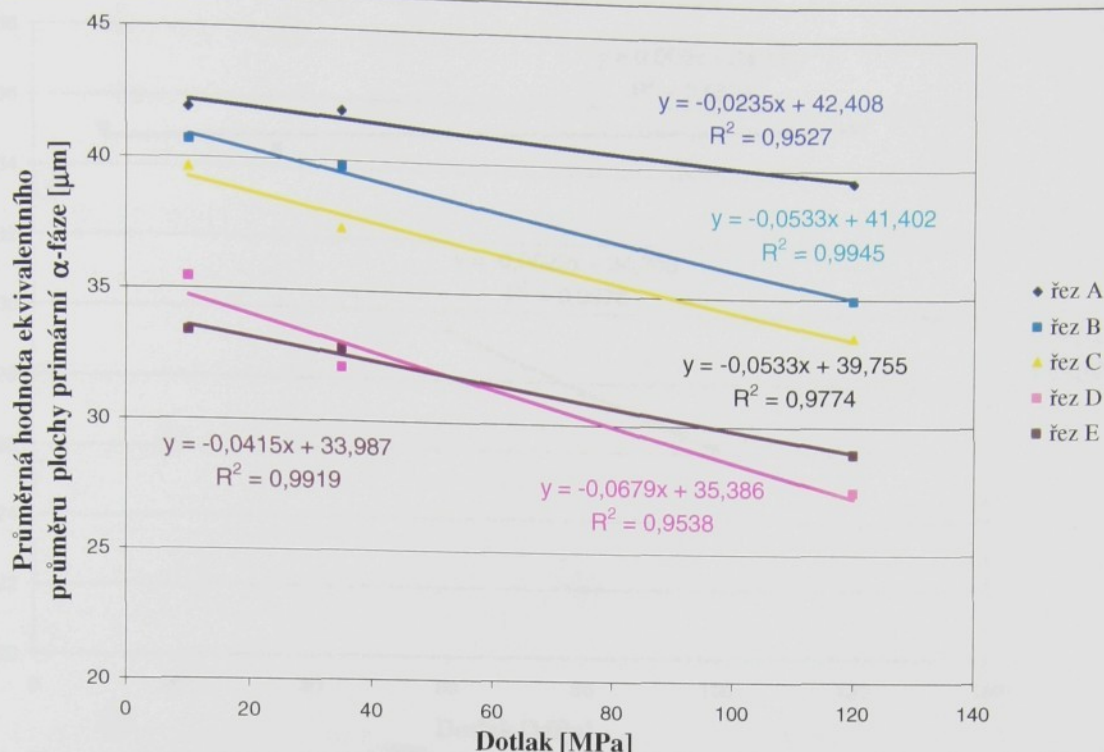
Korelační koeficient mezi ekvivalentními průměry plochy primární α -fáze v jednotlivých řezech (A, B, C, D, E) a dotlakem je rovněž vysoký (tab.9.5) a opravňuje proto ke stejnému zpracování dat – k odhadu typu závislosti lze využít regresních přímek. Z průběhu regresních přímek vyplývá, že v intervalu použitých dotlaků 60-100 MPa ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze s rostoucím dotlakem klesá, viz obr.11-2.



Obr. 11-2 Regresní závislost ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze na dotlaku – Typ 1

Výpad Typ 2

Podobné informace poskytuje hodnocení dat z tabulek 9.6 až 9.8. Regresní závislosti podílu primární α -fáze ve struktuře nebyly zpracovány z toho důvodu, že korelační koeficienty mezi podílem primární α -fáze a dotlakem jsou nízké (tab.9.7). Neznamená to však, že mezi nimi neexistuje statistická závislost, z korelačního koeficientu však nelze odhadnout typ závislosti [43]. Regresní přímky závislosti ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze na dotlaku jsou na obr. 11-3.



Obr. 11-3 Regresní závislost ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze na dotlaku – Typ 2

Zanedbáme-li původ dat (místa odběru vzorků – řez A, B, C, D, E) a stanovíme-li *průměrné hodnoty podílu primární α -fáze ve struktuře i průměrné hodnoty ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze* při různých dotlacích (tab.11.3, 11.4, 11.5 a 11.6) a zpracujeme-li je do regresních přímek (obr.11-4, obr.11-5), lze dojít k závěru:

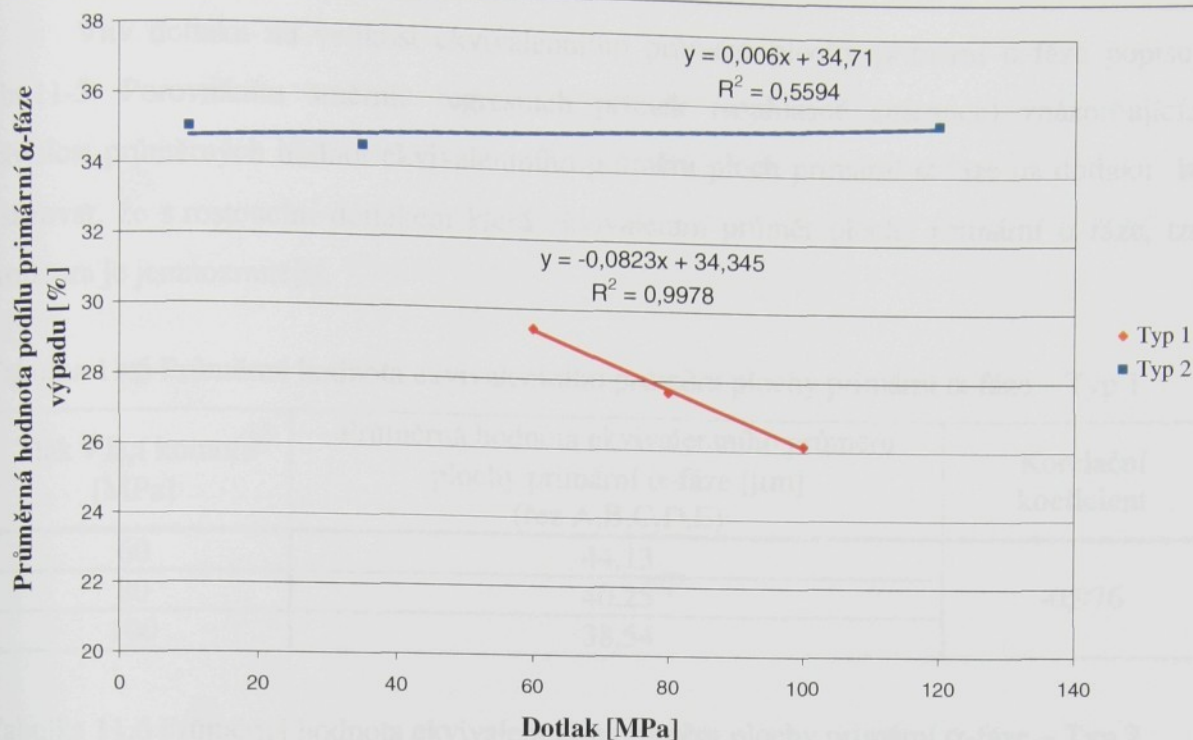
Porovnáním směrnic regresních přímek (nesouhlasné směrnice) znázorňujících závislost průměrných hodnot podílu primární α -fáze ve struktuře na dotlaku nelze vliv dotlaku jednoznačně určit. Při zjednodušení problému lze konstatovat, že experiment neprokázal významnější vliv dotlaku na podíl primární α -fáze ve struktuře.

Tabulka 11.3 Průměrná hodnota podílu primární α -fáze ve struktuře – Typ 1

Tlak v licí komoře [MPa]	Průměrná hodnota podílu primární α -fáze [%] (řez A,B,C,D,E)	Korelační koeficient
60	29,45	-0,999
80	27,67	
100	26,16	

Tabulka 11.4 Průměrná hodnota podílu primární α -fáze ve struktuře – Typ 2

Tlak v licí komoře [MPa]	Průměrná hodnota podílu primární α -fáze [%] (řez A,B,C,D,E)	Korelační koeficient
10	35,03	0,748
35	34,58	
120	35,51	



Obr.11-4 Regresní závislost průměrné hodnoty podílu primární α -fáze ve struktuře výpadu Typ 1 a Typ 2

Podílem primární α -fáze ve struktuře se zabývala GRÍGEROVÁ [24], která uvádí, že s rostoucím tlakem podíl primární α -fáze vzrůstá, vzhledem k posunu eutektického bodu v rovnovážném diagramu soustavy Al-Si. Z obr.3-2 je patrné, že k tomuto posunu eutektického bodu dochází při mnohem vyšších tlacích, než byly použity v experimentu. GRIGEROVÁ [24] a DZUGAS [17,18,19,73] sledovali krystalizaci slitin pod tlakem, kde byl tlak vyvolán prostřednictvím tvářecího lisu (lití s krystalizací pod tlakem) a byl odléván odlitek válcového tvaru $\varnothing 50 \times 100$ mm. Při jejich experimentu vznikly v tavenině takové termodynamické podmínky, že výsledná struktura odlitku byla dendritická. Při tomto způsobu lití se neprojevuje turbulentní proudění taveniny a vzhledem k masivnosti odlitku vznikají termodynamické podmínky umožňující růst dendritů. V této souvislosti je však nutné rozlišovat klasickou technologii vysokotlakého lití a technologie využívající zvýšený tlak pro výrobu odlitků (squeeze casting, semi solid metal).

Technologií vysokotlakého lití jsou však odlévány hlavně tenkostěnné a tvarově složité odlitky. Literatura zabývající se sledováním podílu primární α -fáze ve struktuře vysokotlakého odlitku není známa. Struktura tenkostěnného odlitku deskovitého tvaru studovaného v tomto experimentu nevykazuje klasickou dendritickou strukturu, je možné pozorovat oblasti s rozmanitou strukturou některých částí odlitku a popř. i jejich pomezí. Z těchto důvodů nelze od experimentu provedeného v této práci očekávat potvrzení závěru GRÍGEROVÉ [24].



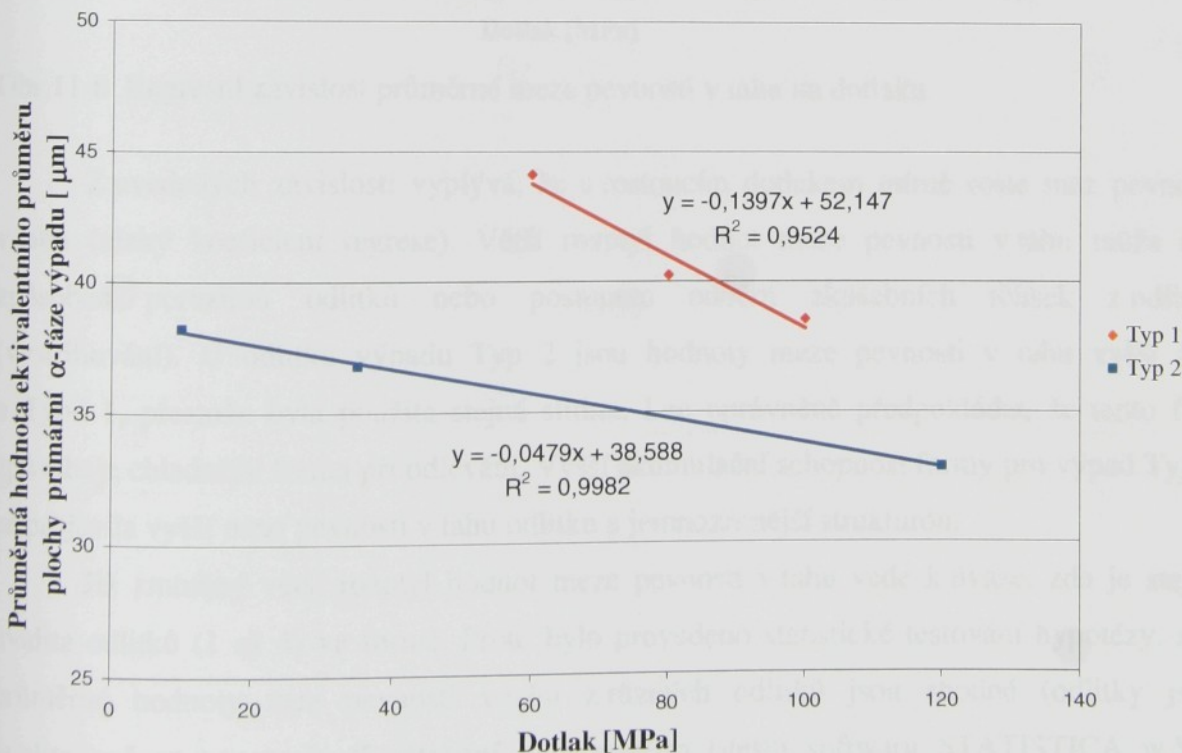
Vliv dotlaku na velikost ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze popisuje obr.11-5. Porovnáním směrníc regresních přímek (souhlasné směrnice) znázorňujících závislost průměrných hodnot ekvivalentního průměru ploch primární α -fáze na dotlaku lze usuzovat, že s rostoucím dotlakem klesá ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze, tzn. struktura je jemnozrnnější.

Tabulka 11.5 Průměrná hodnota ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze – Typ 1

Tlak v licí komoře [MPa]	Průměrná hodnota ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze [μm] (řez A,B,C,D,E)	Korelační koeficient
60	44,13	-0,976
80	40,25	
100	38,54	

Tabulka 11.6 Průměrná hodnota ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze – Typ 2

Tlak v licí komoře [MPa]	Průměrná hodnota ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze [μm] (řez A,B,C,D,E)	Korelační koeficient
10	38,21	-0,999
25	36,78	
120	32,87	

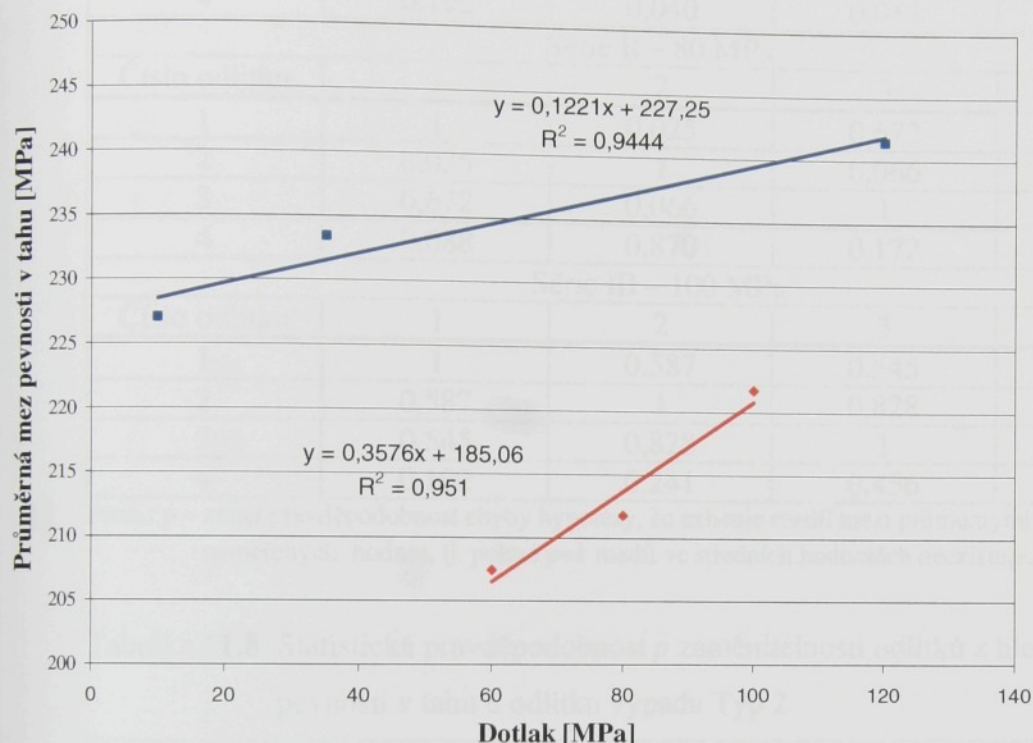


Obr.11-5 Regresní závislost průměrné hodnoty ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze výpadu Typ 1 a Typ 2



3. Hodnocení mechanických vlastností

Hodnoty *meze pevnosti v tahu* odlitků v závislosti na dotlaku jsou uvedeny v kap.10.3. Z tabulek 10.5 a 10.6 jsou opět zřejmé vysoké hodnoty koeficientu korelace mezi hodnotami meze pevnosti v tahu a dotlaku. Proto lze použít k popisu této závislosti regresních přímek stejně jako v předchozím. Regresní přímky včetně jejich rovnic a koeficientů determinace jsou na obr.11-6.



Obr.11-6 Regresní závislost průměrné meze pevnosti v tahu na dotlaku

Z uvedených závislostí vyplývá, že s rostoucím dotlakem mírně roste mez pevnosti v tahu (nízký koeficient regrese). Větší rozptyl hodnot meze pevnosti v tahu může být způsoben porezitou odlitků nebo postupem odběru zkušebních tělísek z odlitku (vystřihování). U odlitku výpadu Typ 2 jsou hodnoty meze pevnosti v tahu vyšší než u Typu 1, přestože byla použita stejná slitina. Lze oprávněně předpokládat, že tento fakt způsobuje chladnější forma při odlévání. Vyšší akumulární schopnost formy pro výpad Typ 2 se projevila vyšší mezí pevnosti v tahu odlitku a jemnozrnnější strukturou.

Již zmíněný větší rozptyl hodnot meze pevnosti v tahu vede k úvaze, zda je stejná kvalita odlitků (1 až 4) ve formě. Proto bylo provedeno statistické testování hypotézy, zda průměrné hodnoty meze pevnosti v tahu z různých odlitků jsou shodné (odlitky jsou kvalitativně rovnocenné). K testování bylo použito t-testu softwaru STATISTICA w.5.0. V tab.11.7 a 11.8 jsou uvedeny hodnoty pravděpodobnosti shody střední hodnoty meze pevnosti v tahu odlitků jednotlivých sérií výpadů.



Tabulka 11.7 Statistická pravděpodobnost p zaměnitelnosti odlitků z hlediska meze pevnosti v tahu u odlitku výpadu Typ 1

Série I – 60 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,570	0,410	0,192
2	0,570	1	0,811	0,040
3	0,410	0,811	1	0,013
4	0,192	0,040	0,013	1
Série II – 80 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,025	0,672	0,088
2	0,025	1	0,066	0,870
3	0,672	0,066	1	0,172
4	0,088	0,870	0,172	1
Série III – 100 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,587	0,545	0,102
2	0,587	1	0,828	0,241
3	0,545	0,828	1	0,456
4	0,102	0,241	0,456	1

Pozn.: p – značí pravděpodobnost chyby hypotézy, že existuje rozdíl mezi průměrnými hodnotami naměřených hodnot, tj. pokud $p=1$ rozdíl ve středních hodnotách neexistuje.

Tabulka 11.8 Statistická pravděpodobnost p zaměnitelnosti odlitků z hlediska meze pevnosti v tahu u odlitku výpadu Typ 2

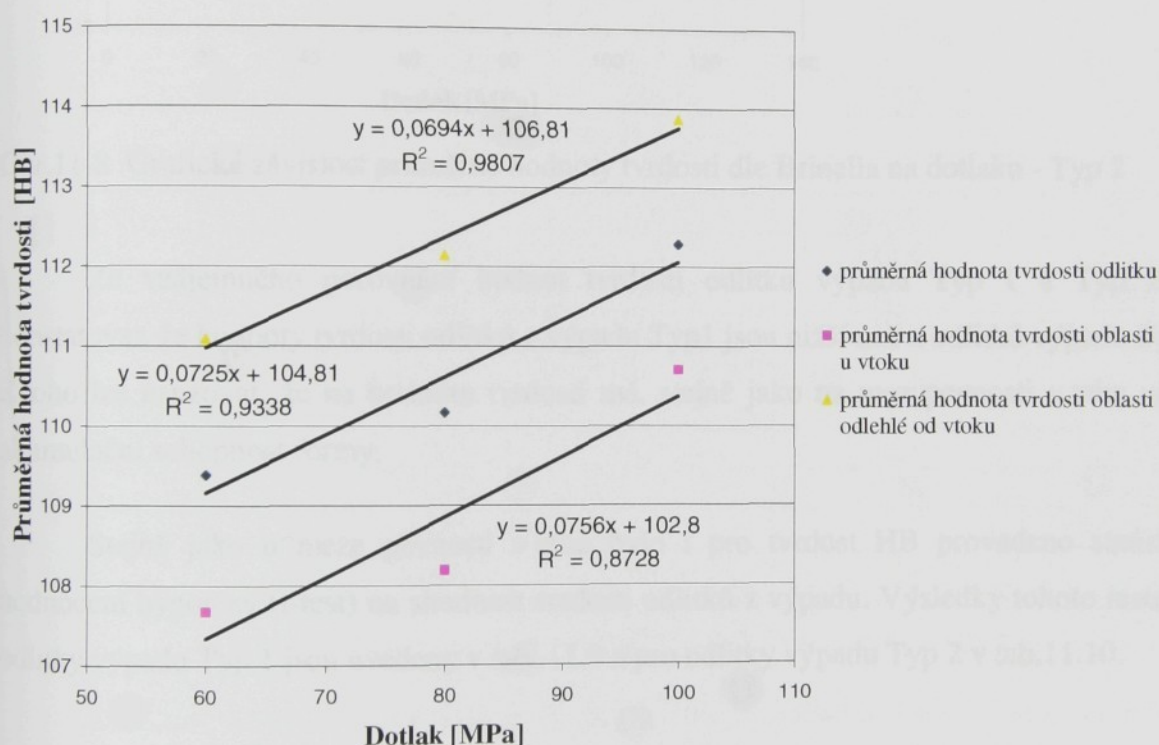
Série I – 10 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,863	0,429	0,557
2	0,863	1	0,513	0,445
3	0,429	0,513	1	0,193
4	0,557	0,445	0,193	1
Série II – 35 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,587	0,955	0,791
2	0,587	1	0,551	0,676
3	0,955	0,551	1	0,762
4	0,791	0,676	0,762	1
Série III – 120 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,093	0,793	0,290
2	0,093	1	0,207	0,246
3	0,793	0,207	1	0,556
4	0,290	0,246	0,556	1

Pozn.: p – značí pravděpodobnost chyby hypotézy, že existuje rozdíl mezi průměrnými hodnotami naměřených hodnot, tj. pokud $p=1$ rozdíl ve středních hodnotách neexistuje.



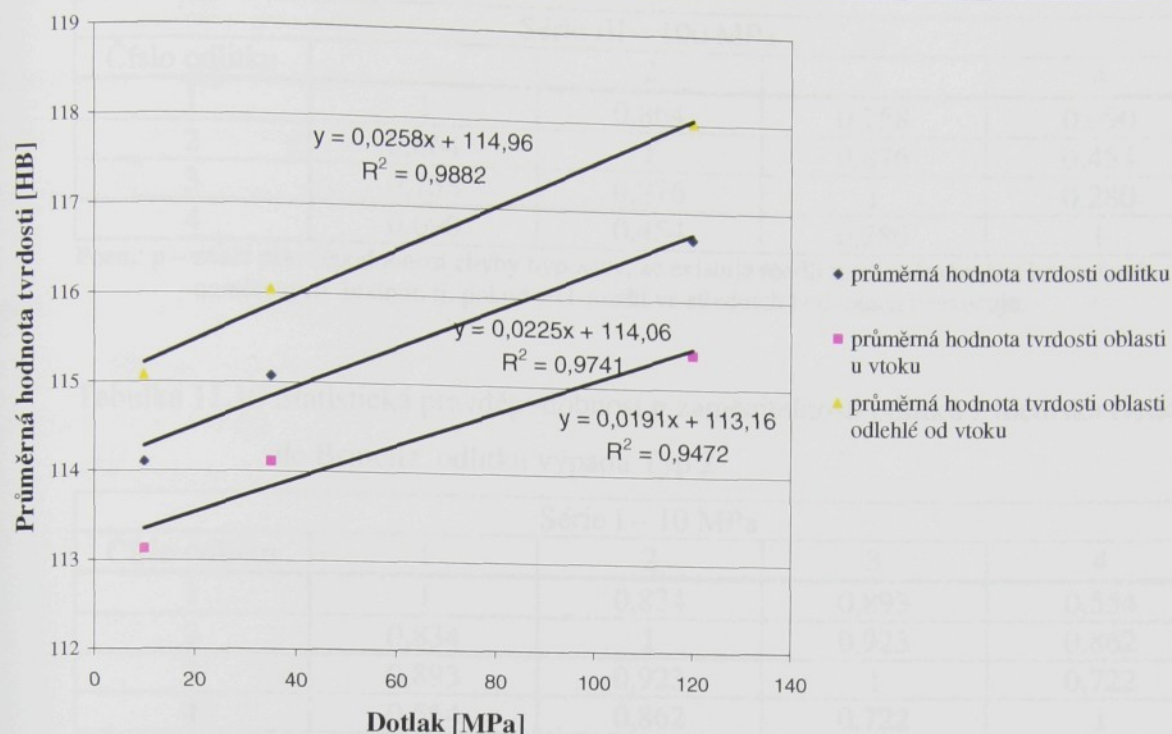
Z hodnot uvedených pravděpodobností lze usoudit, že ze statistického hlediska nelze v některých případech (např. 1-4, 2-4) tvrdit, že odlitky jsou zaměnitelné. Vliv dotlaku na kvalitativní rovnost odlitků z hlediska meze pevnosti v tahu nelze jednoznačně prokázat. Vysvětlení tohoto faktu by podalo vyhodnocení většího počtu měření.

Stejný postup zpracování výsledků včetně t-testu byl aplikován i na data *tvrdosti dle Brinella* (tab.10.7, 10.8, 11.9 a 11.10). Vysoké hodnoty korelačních koeficientů v tab.10.7 a 10.8 opět opravňují použít k popisu závislosti tvrdosti na dotlaku regresních přímek. Zmíněné regresní přímky jsou na obr.11-7 pro odlitky výpadu Typ 1 a na obr.11-8 pro odlitky výpadu Typ 2 včetně jejich rovnic a koeficientů determinace.



Obr.11-7 Grafická závislost průměrné hodnoty tvrdosti dle Brinella na dotlaku - Typ 1

Z regresních závislostí je patrné, že s rostoucí hodnotou dotlaku tvrdost odlitku u obou typů výpadu nepatrně vzrůstá. Rozdílné hodnoty tvrdosti jsou naměřeny na odlitku v oblasti u vtoku a v oblasti odlehlé od vtoku. V oblasti odlehlé od vtoku jsou hodnoty tvrdosti obecně o něco vyšší než v oblasti u vtoku, což pravděpodobně souvisí s vyšší rychlostí ochlazování této oblasti.



Obr.11-8 Grafická závislost průměrné hodnoty tvrdosti dle Brinella na dotlaku - Typ 2

Ze vzájemného porovnání hodnot tvrdosti odlitku výpadu Typ 1 a Typ 2 lze konstatovat, že hodnoty tvrdosti odlitků z výpadu Typ1 jsou nižší než u odlitků výpadu Typ 2. Z toho lze usuzovat, že na hodnotu tvrdosti má, stejně jako na mez pevnosti v tahu, vliv i akumulační schopnost formy.

Stejně jako u meze pevnosti v tahu bylo i pro tvrdost HB provedeno statistické hodnocení hypotézy (t-test) na shodnost tvrdosti odlitků z výpadu. Výsledky tohoto testu pro odlitky výpadu Typ 1 jsou uvedeny v tab. 11.9 a pro odlitky výpadu Typ 2 v tab.11.10.

Tabulka 11.9 Statistická pravděpodobnost p zaměnitelnosti odlitků z hlediska tvrdosti dle Brinella odlitku výpadu Typ 1

Série I – 60 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,278	0,431	0,261
2	0,278	1	0,610	0,953
3	0,431	0,610	1	0,564
4	0,261	0,953	0,564	1
Série II – 80 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,591	0,493	0,442
2	0,591	1	0,841	0,731
3	0,493	0,841	1	0,864
4	0,442	0,731	0,864	1



Série III – 100 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,864	0,758	0,690
2	0,864	1	0,876	0,454
3	0,758	0,876	1	0,280
4	0,690	0,454	0,280	1

Pozn.: p – značí pravděpodobnost chyby hypotézy, že existuje rozdíl mezi průměrnými hodnotami naměřených hodnot, tj. pokud $p=1$ rozdíl ve středních hodnotách neexistuje.

Tabulka 11.10 Statistická pravděpodobnost p zaměnitelnosti odlitků z hlediska tvrdosti dle Brinella odlitku výpadu Typ 2

Série I – 10 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,834	0,893	0,554
2	0,834	1	0,923	0,862
3	0,893	0,923	1	0,722
4	0,554	0,862	0,722	1
Série II – 35 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,652	0,288	0,539
2	0,652	1	0,634	0,941
3	0,288	0,633	1	0,589
4	0,941	0,941	0,589	1
Série III – 120 MPa				
Číslo odlitku	1	2	3	4
1	1	0,248	0,287	0,480
2	0,248	1	0,928	0,610
3	0,287	0,928	1	0,679
4	0,480	0,610	0,679	1

Pozn.: p – značí pravděpodobnost chyby hypotézy, že existuje rozdíl mezi průměrnými hodnotami naměřených hodnot, tj. pokud $p=1$ rozdíl ve středních hodnotách neexistuje.

Z hodnot této pravděpodobnosti je patrné, že ze statistického hlediska ani v tomto případě nelze tvrdit, že odlitky z jednoho výpadu lze bez výhrad zaměnit. Vliv dotlaku na kvalitativní rovnost odlitků z hlediska tvrdosti dle Brinella nelze provedeným experimentem jednoznačně prokázat. Jistotu do tohoto problému by vnesl větší počet měření.

Porovnání pravděpodobností rovnocennosti odlitků z hlediska pevnosti v tahu a tvrdosti HB svědčí pro větší zaměnitelnost odlitků z hlediska tvrdosti. O pravdivosti tohoto závěru a jeho praktickém významu však může rozhodnout pouze velký počet měření.

Pokud jsou obecně posuzovány mechanické vlastnosti slitin, je v dostupné literatuře uváděn jako významný parametr poměr mezi hodnotou tvrdosti a pevnosti v tahu. Pro slitiny hliníku je uváděn vztah: $R_m = 0,3$ až $0,4$ HB [25]. Z výsledků experimentu provedeného v této práci byl však určen poměr: $R_m = 1,9$ až $2,0$ HB.



4. Závěrem lze poznamenat, že pro zpřesnění výsledků této práce by bylo vhodné zkonstruovat takové zkušební zařízení, které by umožňovalo plynulé nastavení hodnoty dotlaku v intervalu např. 0 až 500 MPa při současném měření skutečné hodnoty tlaku působícího na taveninu během tuhnutí.

Zkonstruovat podobné zařízení bylo nereálné stejně jako aplikace všech hodnot použitých dotlaků na stejný typ tlakového výpadu. Proto v prováděném experimentu byly použity hodnoty dotlaku 10, 35, 120 MPa pro jeden typ a hodnoty 60, 80, 100 MPa pro druhý typ tlakového výpadu.

Na druhou stranu použití dvou typů výpadů odlévaných na různých tlakových licích strojích poskytlo obecnější výsledky.



12. ZÁVĚR

Předložená disertační práce je zpracována na téma „*Tepelné a tlakové poměry v soustavě odlitek-forma při vysokotlakém lití slitin hliníku s křemíkem*“. Její výsledky přispívají k rozšíření poznatků o vysokotlakém lití slitin hliníku, především o utváření struktury odlitků v závislosti na tepelných a tlakových poměrech.

Práce je členěna do dvou hlavních částí. V rešeršní části byl proveden teoretický rozbor dané problematiky. Hlavní pozornost byla věnována rozboru tepelné bilance tlakové licí formy a vlivu dotlaku na utváření krystalické struktury odlitku. Experimentální část byla zaměřena na tři oblasti – konkretizaci tepelné bilance použitých tlakových licích forem, vytvoření metodiky sledování vlivu dotlaku na strukturu odlitků a vlivu dotlaku na mechanické vlastnosti odlitků.

Zmíněné nové poznatky lze formulovat následovně:

1. Byla navržena zjednodušená metodika výpočtu tepelné bilance tlakové licí formy a aplikována na formy použité v experimentu. Správnost metodiky výpočtu potvrzuje shoda mezi teplem přivedeným do formy a odvedeným z formy. Na základě této shody lze navrženou metodiku výpočtu doporučit pro výpočet tepelných bilancí tlakových licích forem;
2. Provedeným experimentem byly potvrzeny teoretické předpoklady o vlivu dotlaku na sledované parametry, tj. strukturu a mechanické vlastnosti vysokotlakých odlitků. Zjištěné změny sledovaných parametrů ve studovaném, poměrně širokém intervalu (10 – 120 MPa) dotlaků nebudou pravděpodobně pro praxi tak významné, jak se původně očekávalo;
3. Za podmínek experimentu provedeného v této práci bylo zjištěno, že je-li použit ochranný nástřik líce formy na bázi vody, potom temperační systém teplo do soustavy odlitek – forma dodává, nikoliv odvádí, jak se předpokládalo (viz kap.8). Bylo zjištěno, že největší část tepla je odváděna ochranným nástřikem líce formy, následuje sálání z povrchu formy, pak vedení a nejmenší část tepla je odvedena z povrchu formy prouděním, viz kap.8;
4. Výpočtem tepelné bilance použitých tlakových licích forem bylo zjištěno, že teplo odvedené ochranným nástřikem líce formy činí 123 až 135%, sáláním 7 až 9%, vedením 4 až 6% a prouděním 3 až 4% z celkového tepla uvolněného výpadem. Do formy musí temperační systém dodat 38 až 55% z celkového tepla uvolněného výpadem;
5. Záporné směrnice regresních přímek znázorňujících závislost průměrných hodnot ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze na dotlaku u obou typů výpadů



- ukazují, že s rostoucím dotlakem (bez ohledu na tepelnou akumulaci formy) klesá ekvivalentní průměr plochy primární α -fáze, což znamená, že struktura je jemnozrnější (kap.11). Tento fakt potvrzuje obecně známý předpoklad, že s rostoucím dotlakem je struktura jemnozrnější;
6. Opačné směrnice regresních přímek znázorňujících závislost průměrných hodnot podílu primární α -fáze ve struktuře na dotlaku u obou typů výpadů naznačují, že v tomto experimentu vliv dotlaku nelze jednoznačně prokázat;
 7. Při sledování vlivu dotlaku na mez pevnosti v tahu bylo zjištěno, že s rostoucím dotlakem mírně roste mez pevnosti v tahu, jak potvrzují kladné, ale nízké hodnoty koeficientů regrese příslušných regresních závislostí (kap.11);
 8. Z kladných, ale nízkých hodnot koeficientu regrese regresních přímek závislostí tvrdosti na dotlaku (kap.11) je patrné, že s rostoucí hodnotou dotlaku tvrdost odlitků nepatrně vzrůstá. Rozdílné hodnoty tvrdosti byly naměřeny v oblasti u vtoku a v oblasti odlehlé od vtoku. V oblasti odlehlé od vtoku jsou hodnoty tvrdosti obecně o něco vyšší než v oblasti u vtoku, což pravděpodobně souvisí s vyšší rychlostí ochlazování této oblasti;
 9. Bylo zjištěno, že velké změny dotlaku (10 až 120 MPa) vyvolaly malé změny ve sledovaných parametrech odlitků. U podílů primární α -fáze ve struktuře byla zjištěna změna v intervalu od 27 % do 40 %, u ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze byla zjištěna změna v intervalu od 27 μm do 61 μm . U pevnosti v tahu byla zjištěna změna v intervalu od 207 MPa do 241 MPa a u tvrdosti změna v intervalu od 109 HB do 116 HB. Z tohoto faktu lze vyslovit názor, že zjištěné závislosti popsané v předchozím mají více teoretický než praktický význam;
 10. Z výsledků experimentu provedeného v této práci byl určen poměr mezi hodnotou tvrdosti a pevnosti v tahu $R_m = 1,9$ až $2,0$ HB. Běžně uváděný poměr pro slitiny hliníku je $R_m = 0,3$ až $0,4$ HB [25].
 11. Z výsledků t-testů rovnosti středních hodnot meze pevnosti v tahu a tvrdosti HB lze usoudit, že ne vždy lze mluvit o 100% zaměnitelnosti odlitků (kap.11 - tab.11.7, 11.8, 11.9 a 11.10);

Pro komplexní posouzení vlivu dotlaku na kvalitu těchto odlitků by bylo vhodné rozšířit další výzkum na jiné kvalitativní parametry, jako např. rozměrovou stálost, porezitu a s ní související těsnost odlitků.



Vlastní přínos práce

Práce shrnuje a rozšiřuje poznatky nejen o vysokotlakém lití, ale především o utváření krystalické struktury tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru ze slitiny AlSi12 odlévaných tímto způsobem.

Popisuje vliv tlakových poměrů na utváření struktury vysokotlakých odlitků a dává ho do souvislosti s tepelnou akumulací tlakové licí formy. Je proveden rozbor tepelné bilance forem použitých v experimentu, který lze pro tlakové licí formy zobecnit.

Provedeným experimentem byly jednak potvrzeny obecné teoretické poznatky a jednak byly zjištěny skutečné hodnoty sledovaných parametrů (podílu primární α -fáze ve struktuře, ekvivalentního průměru plochy primární α -fáze, meze pevnosti v tahu, tvrdosti dle Brinella) v závislosti na dotlaku u tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru odlitých v reálných výrobních podmínkách

Experiment ukázal, že zjištěné malé změny sledovaných parametrů ve studovaném intervalu dotlaků (10 – 120 MPa) nebudou pravděpodobně pro praxi tak významné, jak se původně očekávalo.

Výše uvedená zjištění rozšiřují poznatky o výrobě tenkostěnných odlitků deskovitého tvaru ze slitiny AlSi12 v technické praxi.

Práce byla řešena v rámci výzkumného záměru MSM 4674788501.



13. SEZNAM LITERATURY

- [1] ASAŠOV, A. F.: Litejnoje proizvodstvo, 1981, č. 2, s. 3 - 4.
- [2] BATYŠEV, A.I., at al.: Litje s krystallizacijej pod davlenijem. 1. vyd., Moskva, 1989.
- [3] BATYŠEV, A.I.: Litějnoje proizvodstvo, 1982, č. 4, s. 20 – 22.
- [4] BEHÁŇ, B., GRÍGEROVÁ, T.: Vplyv tlaku a očkovania na štruktúru silumínov. Slévárenství XLIII, 1995, č. 6, s. 382 - 384.
- [5] BELOPUCHOV, A. K.: Kritičeskije skorosti dispersnogo zapolněnija formy při litji pod davlenijem. Litejnoje proizvodstvo, 1974, č.5, s. 24.
- [6] BELOPUCHOV, A. K.: Litje pod davlenijem – problemy podpressorki. Mašinostrojenije, Moskva, 1971.
- [7] BENNET, F. C.: Fachgerechnetes Konstruieren von Druckgiessformen zur Vermeidung von Anlaufschwierigkeiten. Giesserei – Praxis, 1968, č.3, s. 46 - 51.
- [8] BORISOV, G. P.: Davlenije v upravleniji litejnymi processami, Kijev, Naukova dumka, 1988.
- [9] BRUNHUDER, E.: Nomogramm zur Berstimmung von Anschnittquerschnitt Druckkolbendurchmesser und Formsprengkraft bei Leichtmetall-Druckguss. Giesserei-Praxis, 1969, č. 11, s. 174 – 179.
- [10] COCKS, D. L.: Design of Fan Feeds Pressure Die Casting. Die Casting Engineer. Vol. 25, 1981, č. 4, s. 39 – 43.
- [11] CZIKEL, J.: Giesserei – Praxis, 1967, č.10, s. 271.
- [12] DAVIS, A. J., ROBINSON, P. M., CUNNINGHAM, A., HARDING, M. P.: Produkción of Aluminium Die Castings using a fan Gate. Transactions SDCE 1975, Paper G-T 75-121, Paper G-T 75-122, Paper G-T 75-123.
- [13] DAVIS, A. J., CUNNINGHAM, A., ROBINSON, P. M.: The Influence of Injection Cycle on Casting and Timing on Die Venting and Casting Porosity. Transactions SDCE 1977, Paper G-T 77-011, Paper G-T 77-012.
- [14] DAVIS, A. J., MURRAY, M. T., BENETT, W. J.: The Effect of Runner-Gate Desing on the Flow in a Flat Plate Cavity. Transactions SDCE 1980, Paper 80-11.
- [15] DAVOK, W.: Giesserei – Praxis, 1967, č.15, s. 280.
- [16] DRÁBEK, M.: Teplotní režim tlakové licí formy při odlévání slitin hliníku na bázi Al-Si. Diplomová práce, TU v Liberci, 2005.
- [17] DZUGAS, P., VILČKO, J., ŠULÍK, D., MEŠTER, J.: Experimentálne štúdium kinematiky tuhnutia odlitkov zo zliatin typu Al-Si litých s tuhnutím pod tlakom – III. část. Slévárenství XXXX, 1992, č. 1, s. 7 - 8.



- [18] DZUGAS, P., VILČKO, J., BATYŠEV, A. I., ŠULÍK, D.: Zvláštnosti tuhnutia odlitkov zo zliatin typu Al-Si litých s tuhnutím pod tlakom – II. časť. Slévárenství XXXIX 1991, č. 3 - 4, s. 107 - 116.
- [19] DZUGAS, P., VILČKO, J., PETRUŠKA, I.: Kinetika procesu tuhnutia symetrických odlitkov při liati s kryštalizáciou pod tlakom. Slévárenství XXXVIII, 1990, č. 8, s. 322 - 325.
- [20] FRANKLIN, J. R. – DAS, A. A.: British Foundryman, 1984, č.4, s. 150 – 158.
- [21] FROMMER, L. - LIEBY, G.: Druckgusstechnik, Bd.1, Springer – Verlag. 1965.
- [22] FUJII, M. a kol.: Aluminium, 1985, č. 9, s. 673 – 678.
- [23] GRÍGEROVÁ, T., GRUTKOVÁ, J., SLEBODNÍK, V., BEHAŇ, B.: Štruktúra doeutektického silumínu stuhnutého pod tlakom. Slévárenství XXXX, 1992, č. 4, s. 148 - 152.
- [24] GRÍGEROVÁ, T., GREGUŠ, D., KOZEL, Š.: Príspevok k štúdiu štruktúry doeutektického siluminu. In: Sborník z vědecké konference VŠB Ostrava 1990, s. 210 - 216.
- [25] GRÍGEROVÁ, T., KOŘENÝ, R., LUKÁČ, I.: Zliedárstvo neželezných kovov. 1. vyd., Bratislava / Praha, 1988.
- [26] HECKEL, T., KLEIN, F.: Strömungstechnische Optimierung von Giessbehälter und Giesssystem durch Simulation. Druckguss-Praxis 2000, č.7, s. 295 - 299.
- [27] HOLMANOVÁ, M.: Příspěvek ke krystalizaci eutektických siluminů. Slévárenství XXIII, 1975, č. 3-4, s. 95 - 99.
- [28] HOLMANOVÁ, M., KLABAN, J.: Nový pohled na krystalizaci siluminů. Slévárenství XXII, 1974, č. 8, s. 312 - 314.
- [29] HOLEČEK, S. at al.: Aluminium, 1988, č.1, s. 80 - 83.
- [30] HOLEČEK, S. - BŘEZINA, J.: Slévárenství, 1987, č.12, s. 510 – 511.
- [31] CHEN, Z. W.: Skin solidification during high pressure die casting of Al-11Si-2Cu-1Fe alloy. Materials Science and Engineering A, vol. 348, Iss. 1-2, May 2003, s.145-153.
- [32] KLEIN, F., POKORA, E., LEIS, W.: Prozessentwicklung / Herstellung von Aluminium – Druckgussteilen. Schulungskurs, FH Aalen, 22. –23.5.2001.
- [33] KOCH, P.: Mess- und Anschnittechnik. Druckguss Technische Information – Bühler, 1975, č.4.
- [34] KOPLÍK, R.: Výroba odlitků ze slitin hliníku. Slévárenství LIII, 2005, č.2/3, s. 90- 93.
- [35] LIEBIG, G.: Betrachtungen über Ausführung und Zusammenspiel von Druckkammer und Druckgiessform. Giesserei, 1973, č.3, s. 53.



- [36] LIEBHÄUSER, D., KLEIN, F.: Einfluss der Anschnittquerschnitte auf verschiedene Eigenschaften druckgegossener Probenstäbe aus der Legierung GD-AlSi8Cu3, Giesserei, 1980, č. 4, s. 93 - 97.
- [37] LIPČIN, T.N.: Litejnoje proizvodstvo. 1985, č. 7., s. 9 - 10.
- [38] MAGLIA, P.: Současný stav řízení technologického procesu tlakového lití. Slévárenství XXXI, 1983, č. 9, s. 414 - 415.
- [39] MAGLIA, P.: Příspěvek k revizi čs. slévárenských slitin hliníku z hlediska potřeb technologie tlakového lití. Slévárenství XIII, 1983, č. 12, s. 547 - 550.
- [40] MAGLIA, P.: Možnosti technologie tlakového lití při řízení jakosti odlitků z hliníkových slitin. Slévárenství XXX, 1982, č.2/3, s. 100 - 110.
- [41] MAGLIA, P., SEDLÁČEK, V.: Struktura a vlastnosti tlakově litých odlitků ze slitiny typu AlMg. Slévárenství XXVIII, 1980, č.4, s.148 - 151.
- [42] MARKOV, V.V.: Issledovanije struktury i svojstv splavov pri kristalizacii pod vysokim statičeskim davlenijem. Avtoreferat dissertacii na soiskaniye učenoj stepeni kandidata techničeskich nauk, Gorkij, 1967.
- [43] MELOUN, M., MILITKÝ, J.: Statistické zpracování experimentálních dat na osobních počítačích. Nakladatelství FINISH, Pardubice, 1992.
- [44] MURAKAMI, M., at al.: Giesserei-Praxis 1980, č. 8, s. 106 - 111.
- [45] NISHIDA, Y., MATSUBARA, H.: British Foundryman, 1976, 69, s. 274 - 278.
- [46] NOVÁ, I., EXNER, J., HOŠEK, Z.: Filling and Crystallization Processes of Die-Casting. In: Polish Academy of Sciences Branch Foundry Commission Katowice. Year 2003, Vol. 3, No 10, p.68 - 73, PL ISSN 1642-5308.
- [47] NOVÁ, I.: Tepelné procesy ve slévárenských formách. Skripta, TU v Liberci, 2002.
- [48] NOGOWIZIN, B., FRIEBE, G.: Entformung des Gussstücks beim Druckgiessen. Druckguss-Praxis 2002, č.9, s. 331- 338.
- [49] NOGOWIZIN, B., FRIEBE, G.: Standzeit der Druckgiessformen. Druckguss-Praxis 2002, č.4, s. 101 - 108.
- [50] NOGOWIZIN, B.: Entlüftungskanäle und Überläufe von Giessformen beim Druckgiessen. Druckguss-Praxis 2002, č.3, s. 95 - 100.
- [51] NOGOWIZIN, B.: Wahl der Hauptparameter von Druckgiessmaschinen mit einer horizontalen Kaltkammer. Druckguss-Praxis 2000, č.7, s. 281 - 286.
- [52] PARK, B., BREVICK, J. R.: Numerische Simulation der Auswirkung des Vorfüllens im Druckgiessprozess. Druckguss-Praxis 2001, č.1, s. 35 - 40.
- [53] PILÁRIK, S. - KONEČNÝ, L.: Slévárenství, 1979, č.3 / 4, s.127 - 132.
- [54] PŘIBYL, J., VETIŠKA, A.: Teorie slévárenství. Skripta, VUT Brno, 1.vyd., 1963.



- [55] RAGAN, E.: Viskozita mazadla a optimalizácia jeho koncentrácie při tlakovom liatí. Slévárenství XXXVIII, 1990, č.4, s.144 - 145.
- [56] RAGAN, E.: Príspevok k zabíhavosti v dutine formy při liatí pod tlakom. Slévárenství XXVIII, 1980, č. 12, s. 508 - 511.
- [57] RAGAN, E.: Príspevek k závislosti pevnosti odlitku na dotlaku při tlakovom liatí. Slévárenství XXVII, 1979 č. 8, s. 330 - 333.
- [58] RAŽNJEVIČ, K.: Tepelné tabulky a diagramy. 1.vyd., Bratislava, 1969.
- [59] RIEGGER, O. K.: Application of a solidification model to the die-casting process. In: Modeling of casting and Welding Processes, Metallurgical Society of AIME, Warrendale, PA, 1981, p.39 - 72.
- [60] ROBINSON, P. M.: Assessing the Performance of Metal Feet System. Transactions SDCE 1977, Paper G-T 77-071.
- [61] ROUČKA, J.: Metalurgie neželezných slitin. Skripta, VUT Brno, 1.vyd., 2004.
- [62] ŘEZNÍČEK, P.: Výzkum vybraných problémů v oboru lití do kovových forem. Výzkum vnitřní struktury odlitků litých pod tlakem. Výzkumná zpráva Z-63-2202, SVÚM – VSL Brno, 1969.
- [63] SEGEWA, K.: A new Gas – intensified Die Casting Injection System. Transactions SDCE 1977, Paper G-T 77-042.
- [64] SEIDL, M.: Sledování krystalizace odlitků litých pod tlakem. Diplomová práce, TU v Liberci, 2005.
- [65] SHOUMEI, X., LAU, F., LEE, W. B.: An Efficient Thermal Analysis System for the Die-Casting Process. Journal of Materials Processing Technology, January 2002.
- [66] SIAUW, T. H., DAVIS, A. J., TOBIN, P.: Fill Conditions for the Manufacture of Thick Zinc Alloy Pressure Die Casting. Transaction SDCE (Australien), 1980, Paper 80 - 12.
- [67] STANČEK, L.: Porovnávanie intenzity prúdenia vyvolaného vysokým vonkajším tlakom počas tuhnutia v roznych tokových priestoroch odliatkov. In.: Technologie 2005, Bratislava, Slovensko, 2005, CD, ISBN 80-227-2264-2.
- [68] STANČEK, L.: Výroba odliatkov metódou liatia s kryštalizáciou pod tlakom. In.: „Pokroky v zlievarenských technológiách“, Donovaly, 1986, s. 66 - 86.
- [69] STANČEK, L.: Možnosti zvyšovania spoľahlivosti a úžitkových vlastností tlakovo liatych odliatkov. In.: „Pokroky v zlievarenských technológiách“, Donovaly, 1986, s. 34 - 49.



-
- [70] STUHLÍK, F., KOPEČEK, K., JAGOŠ, M.: Přenos tlaku a teploty slitiny z plnicí komory do dutiny formy při lití Al slitin pod tlakem. Slévárenství XXVII, 1979, č. 5, s. 179 - 183.
- [71] TAKACH, B., WARD, H.: Die Design Manual for the Pressure Diecasting. Transactionns SDCE, Austria.
- [72] VALECKÝ, J. a kol.: Lití kovů pod tlakem. 1.vyd., Praha, 1963.
- [73] VILČKO, J., DZUGAS, P.: Liatie s tuhnutím pod tlakom odlitkov zo zliatin typu Al-Si – úvod do problematiky technológie výroby vysokokvalitných odlitkov (časť I). Slévárenství XXXVIII, 1990, č. 12, s. 499 - 504.
- [74] WESHAIN, Z., SHOU MEI, X., BAICHENG, L.: Numerical simulation of temperature field of die-casting with complicated water cooling or oil heating systems. In: Proceedings of the Third Asian Foundry Congress, The Korean Foundrymen's Society, Kyongju Korea, November 8 - 10, 1995, p. 47-54.
- [75] WILLIAMS, G.: Foundry Trade Journal, 1984, č. 7, s. 387 - 392.
- [76] ZABEL, D.: The P-Q² Diagram: Part 3 –The Intersection Point. Die-Casting Engineer. Vol. 25, 1981, č. 1, s. 34 - 36.
- [77] ZABEL, D.: Computing Runner Sprue Areas. Die-Casting Engineer. Vol. 23, 1979, č. 4, s. 28 - 30.
- [78] ZACHAROV, M. N.: Izvestija VUZov, Mašinostrojenije, 1987, č. 5, s. 85 - 86.

Príloha č. 1: Topografický plán: Kayaal ThomasView T150

Príloha č. 2: Podrobný plán: Kayaal STB

Príloha č. 3: Topografický plán: ThomasCAM P64

Príloha č. 4: Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy Typ 1

Príloha č. 5: Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy Typ 2

Príloha č. 6: Výpočet tepelné bilance formy pro výpad Typ 1

Príloha č. 7: Výpočet tepelné bilance formy pro výpad Typ 2

Príloha č. 8: Rozložení teplot stěn forem na deskové lití formě a na výpadu Typ 1

Príloha č. 9: Rozložení teplot stěn forem na deskové lití formě a na výpadu Typ 2

Príloha č. 10: List parametrů výpadu Typ 1

Príloha č. 11: List parametrů výpadu Typ 2

Príloha č. 12: Tabulka statistických rozptylů křivek z výpadu Typ 1, Typ 2

Príloha č. 13: Metodologické souhrny odlehčených vzorků - Typ 1

Príloha č. 14: Metodologické souhrny odlehčených vzorků - Typ 2

PŘÍLOHY

SEZNAM PŘÍLOH

- Příloha č. 1: Teplotní zobrazovač Raytek ThermoView Ti30
- Příloha č. 2: Bezkontaktní termometr Raynger ST8
- Příloha č. 3: Termokamera ThermoCAM P65
- Příloha č. 4: Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy Typ 1
- Příloha č. 5: Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy Typ 2
- Příloha č. 6: Výpočet tepelné bilance formy pro výpad Typ 1
- Příloha č. 7: Výpočet tepelné bilance formy pro výpad Typ 2
- Příloha č. 8: Porovnání teplot naměřených na tlakové licí formě a na výpadu Typ 1
- Příloha č. 9: Porovnání teplot naměřených na tlakové licí formě a na výpadu Typ 2
- Příloha č.10: Licí parametry výpadu Typ 1
- Příloha č.11: Licí parametry výpadu Typ 2
- Příloha č.12: Charakteristické rozměry odebraných vzorků z výpadu Typ 1, Typ 2
- Příloha č.13: Metalografické struktury odebraných vzorků – Typ 1
- Příloha č.14: Metalografické struktury odebraných vzorků – Typ 2

Teplotní zobrazovač Raytek ThermoView Ti30

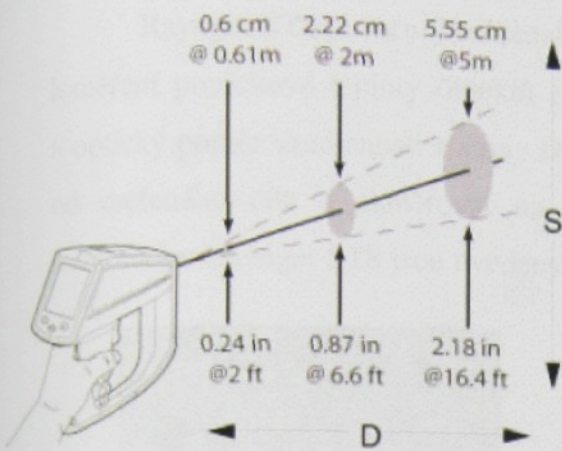
Teplotní zobrazovač Raytek ThermoView Ti30 je určen k pořizování teplotních obrazů – termogramů. Tento přístroj umožňuje bezkontaktně pořizovat okamžité a přesné termogramy, které lze vyhodnotit pomocí dodávaného softwaru InsideIR. Technické údaje teplotního zobrazovače Raytek ThermoView Ti30 jsou uvedeny v tabulce P1.1.

Tabulka P1.1 Technické údaje termokamery ThermoView Ti30

Teplotní rozsah měření	0 – 250°C (32-482°F), filtr pro vyšší teploty
Přesnost	± 2% nebo ± 2°C, co je větší při kalibraci
Opakovatelnost	± 1% nebo ± 1°C, co je větší při kalibraci
Šum (NETD)	250 mK
Rozlišení displeje	0,1 (°F nebo °C)
Spektrální charakteristika	7 – 14 μm
Zaměřování měřeného objektu	Laser (splňuje požadavky IEC třída 2, FDA třída II)
Optické rozlišení	90:1
Minimální průměr měřeného bodu	7 mm (0,27“) ve vzdálenosti 60 cm (24“)
Snímaný kmitočet	20 Hz
Zorné pole (FOV)	17° horizontálně x 12,8° vertikálně
Rozlišení zorného pole (IFOV)	1,9 mrad
Zaostření	Nastavitelné od 61 cm/24“ po nekonečno
Teplotní stupnice	°C nebo °F volitelné
Nastavitelná emisivita	0,1 – 1,0 po 0,01
Kompenzace teploty pozadí	-50° až 460°C (58 až 860°F)
Provozní teplota prostředí	-10° až 50°C (32 až 122°F)
Program pro teplotní analýzu	InsideIR

Optický systém přístroje pro bezkontaktním měření shromažďuje infračervenou energii z kruhové stopy a zaostřuje ji na detektor. Laserové zaměřování, které je součástí přístroje, pouze pomáhá zaměřit měřený bod. Optické rozlišení je definované poměrem vzdálenosti od přístroje k velikosti měřené stopy (poměr D:S). Čím větší je poměr, tím lepší je rozlišení přístroje a menší velikost měrné stopy, která se může měřit. Optická cesta infračerveného paprsku je kužel, který má svůj vrchol v určité vzdálenosti od čela přístroje a postupuje ve stejném poměru směrem k nekonečnu. Měřený objekt musí být větší než velikost stopy, kterou přístroj měří. Čím menší je měřený objekt, tím je třeba být blíže u něho. Pokud má přesnost zásadní význam, je vhodné aby, měřený objekt byl nejméně dvakrát větší, než velikost stopy. Pokud poměr D:S je u přístroje roven 90, znamená to, že při vzdálenosti D=1m bude přístroj měřit kruh o průměru S=1,1cm (1m/90), při vzdálenosti D=2m bude měřit kruh s průměrem S=2,22cm a tak dále s lineární řadou, viz obr. P1-1.

Grafická závislost velikosti chyby odečtu na poměru D:S je uvedena na obr.P1-2.



Obr.P1-1 Poměr vzdálenosti k velikosti stopy termokamery ThermoView Ti30



Obr.P1-2 Chyba odečtu v závislosti na poměru vzdálenost / velikost zdroje

Z výše uvedeného grafu na obr.P1-2 vyplývá, že při experimentálním měření teplot byla v závislosti na poměru vzdálenosti a velikosti zdroje maximální chyba odečtu následující:

Zdroj o průměru 650 mm ze vzdálenosti 2000 mm dává poměr velikosti $D/S = 2000/650 \Rightarrow$ cca 3. Podle výše uvedeného grafu zobrazovala kamera pro tuto velikost měřeného cíle s maximální chybou do 1%.

Tabulka P1.2 Hodnoty emisivity

Materiál		Emisivita		
		1,0 μm	1,6 μm	8 – 14 μm
Hliník	Neoxidovaný	0,1 – 0,2	0,02 – 0,2	
	Oxidovaný	0,4	0,4	0,2 – 0,4
	Zdrsňený	0,2 – 0,8	0,2 – 0,6	0,1 - 0,3
Ocel	Zastudena válcovaná	0,8 – 0,9	0,8 – 0,9	0,7 – 0,9
	Leštěná ocel	0,35	0,25	0,1
	Oxidovaná	0,8 – 0,9	0,8 – 0,9	0,7 – 0,9
	Nerezavějící	0,35	0,2 – 0,9	0,1 – 0,8

Pozn.: Termokamera ThermoView Ti30 měří v infračerveném spektru v rozsahu vlnových délek 7 – 14 μm .

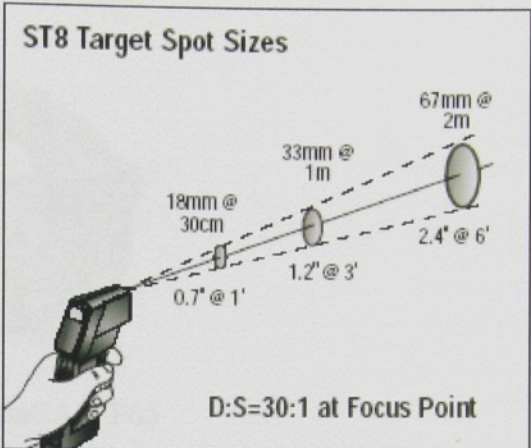
Emisivita je poměr infračervené energie vyzářené objektem při dané teplotě a v daném spektrálním pásmu a energie emitované ideálním zářičem (černým tělesem) při stejné teplotě a stejném spektrálním pásmu. Emisivita ideálního černého tělesa je rovna 1.

Bezkontaktní termometr Raynger ST8

Raynger ST8 je ruční bezkontaktní termometr, který využívá infračervené technologie k měření povrchové teploty objektů z určité vzdálenosti. Přístroj má velký teplotní rozsah a optický poměr vzdálenosti a stopy D:S = 30:1. Tento poměr dovoluje zvětšovat vzdálenost od měřeného cíle a zaměřovat na malou plochu měřeného objektu. Technické údaje termometru Raynger ST8 jsou uvedeny v tabulce P2.1.



Obr.P2-1 Raynger ST8



Obr.P2-2 Poměr vzdálenosti k velikosti stopy termometru Raynger ST8

Tabulka P2.1 Technické údaje bezkontaktního termometru Raynger ST8

Teplotní rozsah	-32 – 540 °C
Přesnost	1% z hodnoty nebo ±1°C podle toho, co je větší ±2°C při -18 do 25°C ±2,5°C při -26 do -18°C ±3°C při -32 do 26°C
Opakovatelnost	1% z hodnoty nebo ±1°C podle toho, co je větší
Doba odezvy	500 ms (95% odezva)
Spektrální citlivost	7 – 18 μm
Emisivita	0,3 – 1,0 digitálně nastavitelná
Rozlišení zobrazení	0,1°C do 199,9°C
Zobrazení teploty	4 číselný LCD display

Termokamera ThermaCAM P65

Ke snímání povrchové teploty formy (pevné i pohyblivé části) a odlitku bezprostředně po otevření formy u výpadu Typ 2 byla použita termokamera ThermaCAM P65 od firmy Flir Systems. Infračervené záření snímané tímto zařízením bylo zpracováno v uživatelském softwaru ThermaCAM QuickView v.3.1.



Obr.P3-1 ThermaCAM P65

Tabulka P3.1 Technické údaje termokamery ThermaCAM P65

Teplotní rozsah měření	- 40°C až 500°C, filtr
Přesnost	$\pm 2^{\circ}\text{C}$, $\pm 2\%$
Teplotní citlivost	$< 0,08^{\circ}\text{C}$ při 30°C
Rozlišení detektoru	320 x 240 bodů
Objektiv	45°
Spektrální charakteristika	7 – 13 μm
Zaměřování měřeného objektu	Laser – třída 2
Rozlišení zorného pole (IFOV)	1,3mrad
Nastavitelná emisivita	0,1 až 1
Provozní teplota prostředí	-15°C až +50°C
Program pro teplotní analýzu	ThermaCAM Quick View 3.1

Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy – Typ 1

Tabulka P4.1 Hmotnost taveniny m [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m [kg]	1,027	1,028	1,032	1,027	1,032	1,031	1,029	1,032	1,029	1,033
Průměrná hodnota [kg]	1,03									
Směrodatná odchylka [kg]	0,002									

Pozn.: Váhy s přesností 1 [g]

Tabulka P4.2 Hmotnost odlitku m_1 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_1 [kg]	0,129	0,128	0,128	0,127	0,128	0,128	0,128	0,129	0,127	0,128
Průměrná hodnota [kg]	0,128									
Směrodatná odchylka [kg]	0,001									

Tabulka P4.3 Hmotnost tablety vtokové soustavy m_2 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_2 [kg]	0,211	0,217	0,219	0,221	0,221	0,221	0,218	0,216	0,223	0,223
Průměrná hodnota [kg]	0,219									
Směrodatná odchylka [kg]	0,004									

Tabulka P4.4 Hmotnost vtokové soustavy m_3 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_3 [kg]	0,3	0,299	0,301	0,298	0,299	0,298	0,299	0,3	0,298	0,298
Průměrná hodnota [kg]	0,299									
Směrodatná odchylka [kg]	0,001									

Tabulka P4.5 Teplota lití (Teplota taveniny v lici komoře) $T_{lití}$ [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$T_{lití}$ [°C]	631	630	630	629	630	631	630	629	630	630
Průměrná hodnota [°C]	630									
Směrodatná odchylka [°C]	0,667									

Tabulka P4.6 Teplota odlitku při vyhození z formy T_{vyh1} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh1} [°C]	239	242	246	240	250	248	243	246	249	247
Průměrná hodnota [°C]	245									
Směrodatná odchylka [°C]	3,801									

Tabulka P4.7 Teplota tablety vtokové soustavy při vyhození z formy T_{vyh2} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh2} [°C]	414	406	413	415	405	403	413	412	405	414
Průměrná hodnota [°C]	410									
Směrodatná odchylka [°C]	4,643									

Tabulka P4.8 Teplota vtokové soustavy při vyhození z formy T_{vyh3} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh3} [°C]	373	378	376	385	382	375	386	379	384	382
Průměrná hodnota [°C]	380									
Směrodatná odchylka [°C]	4,472									

Tabulka P4.9 Teplota vnějšího povrchu formy T_{sp} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{sp} [°C]	139	138	143	142	138	141	139	143	138	139
Průměrná hodnota [°C]	140									
Směrodatná odchylka [°C]	2,055									

Tabulka P4.10 Teplota v dutině po dobu otevření formy T_{od} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{od} [°C]	78	77	78	81	82	79	83	79	79	84
Průměrná hodnota [°C]	80									
Směrodatná odchylka [°C]	2,357									

Tabulka P4.11 Teplota líce formy T_{spd} [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{spd} [°C]	273	279	271	280	281	272	274	281	273	276
Průměrná hodnota [°C]	276									
Směrodatná odchylka [°C]	3,916									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{spd} [°C]	280	283	289	286	280	282	288	281	285	286
Průměrná hodnota [°C]	284									
Směrodatná odchylka [°C]	3,266									
Průměrná teplota líce formy T _{spd} [°C]								280		

Tabulka P4.12 Doba cyklu t_{cykl} [s]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
t_{cykl} [s]	31,5	31,4	31,5	31,5	31,6	31,5	31,4	31,5	31,6	31,5
Průměrná hodnota [s]	31,5									
Směrodatná odchylka [s]	0,067									

Tabulka P4.13 Doba, po kterou je forma otevřena t_o [s]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
t_o [s]	14,3	14,6	14,1	14,8	14,6	14,3	14,2	14,8	14,9	14,4
Průměrná hodnota [s]	14,5									
Směrodatná odchylka [s]	0,279									

Tabulka P4.14 Hmotnost nástřiku m_n [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Průtok [l] za 50 cyklů	21,4	21,5	21,6	21,4	21,5	21,6	21,4	21,6	21,5	21,5
Průtok [l] za 1 cyklus	0,428	0,43	0,432	0,428	0,43	0,432	0,428	0,432	0,43	0,43
m_n [kg]	0,428	0,43	0,432	0,428	0,43	0,432	0,428	0,432	0,43	0,43
Průměrná hodnota [kg]	0,43									
Směrodatná odchylka [kg]	0,002									

Pozn.: Měření průtoku vodoměrem s přesností na 0,1 [l]

Tabulka P4.15 Hmotnost odpařeného nástřiku m_{vn} [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Hmotnost neodpařeného nástřiku [kg] za 50 cyklů	1,076	1,074	1,073	1,077	1,076	1,074	1,076	1,077	1,072	1,075
m_{vn} [kg] za 50 cyklů	20,324	20,426	20,527	20,323	20,425	20,526	20,324	20,523	20,428	20,425
m_{vn} [kg]	0,4065	0,4085	0,4105	0,4065	0,4085	0,4105	0,4064	0,4105	0,4086	0,4085
Průměrná hodnota [kg]	0,4085									
Směrodatná odchylka [kg]	0,002									

Pozn.: Stanovení hmotnosti neodpařeného nástřiku za 50 cyklů - váhy s přesností 1 [g]

Tabulka P4.16 Počáteční teplota nástřiku T_{np} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{np} [°C]	25	25	24	25	25	25	25	25	26	25
Průměrná hodnota [°C]	25									
Směrodatná odchylka [°C]	0,471									

Tabulka P4.17 Teplota temperačního média na vstupu do formy T_{vst} [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{vst} [°C]	190	188	191	189	190	192	189	188	191	192
Průměrná hodnota [°C]	190									
Směrodatná odchylka [°C]	1,491									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{vst} [°C]	215	217	214	215	217	218	215	216	217	216
Průměrná hodnota [°C]	216									
Směrodatná odchylka [°C]	1,247									
Průměrná teplota temperačního média na vstupu do formy T _{vst} [°C]								203		

Tabulka P4.18 Teplota temperačního média na výstupu z formy $T_{výst}$ [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{výst} [°C]	171	174	172	171	175	173	174	175	171	174
Průměrná hodnota [°C]	173									
Směrodatná odchylka [°C]	1,633									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{výst} [°C]	179	182	179	182	184	179	182	179	183	181
Průměrná hodnota [°C]	181									
Směrodatná odchylka [°C]	1,886									
Průměrná teplota temperačního média na výstupu z formy T _{výst} [°C]								177		

Tabulka P4.19 Průtok temperačního média termoregulačním zařízením [l]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
průtok tem. média [l]	12,7	12,9	12,8	12,7	12,9	12,7	12,9	12,8	12,7	12,9
Průměrná hodnota [l]	12,8									
Směrodatná odchylka [l]	0,094									

Tabulka P4.20 Teplota okolí T_{ok} [°C]

	Na počátku experimentu	Na konci experimentu
T_{ok} [°C]	28	31
Průměrná hodnota [°C]	29,5	

Naměřené hodnoty veličin potřebných pro výpočet tepelné bilance formy – Typ 2

Tabulka P5.1 Hmotnost taveniny m [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m [kg]	1,344	1,339	1,343	1,341	1,345	1,344	1,342	1,339	1,343	1,34
Průměrná hodnota [kg]	1,342									
Směrodatná odchylka [kg]	0,002									

Pozn.: Váhy s přesností 1 [g]

Tabulka P5.2 Hmotnost odlitku m_1 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_1 [kg]	0,185	0,184	0,185	0,186	0,185	0,185	0,186	0,184	0,185	0,185
Průměrná hodnota [kg]	0,185									
Směrodatná odchylka [kg]	0,001									

Tabulka P5.3 Hmotnost tablety vtokové soustavy m_2 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_2 [kg]	0,147	0,149	0,146	0,142	0,148	0,15	0,14	0,148	0,146	0,144
Průměrná hodnota [kg]	0,146									
Směrodatná odchylka [kg]	0,003									

Tabulka P5.4 Hmotnost vtokové soustavy m_3 [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
m_3 [kg]	0,457	0,454	0,457	0,455	0,457	0,454	0,458	0,455	0,457	0,456
Průměrná hodnota [kg]	0,456									
Směrodatná odchylka [kg]	0,001									

Tabulka P5.5 Teplota lití (Teplota taveniny v lící komoře) $T_{lití}$ [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$T_{lití}$ [°C]	629	630	629	631	629	630	631	631	629	631
Průměrná hodnota [°C]	630									
Směrodatná odchylka [°C]	0,943									

Tabulka P5.6 Teplota odlitku při vyhození z formy T_{vyh1} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh1} [°C]	245	238	245	236	242	238	240	236	243	237
Průměrná hodnota [°C]	240									
Směrodatná odchylka [°C]	3,528									

Tabulka P5.7 Teplota tablety vtokové soustavy při vyhození z formy T_{vyh2} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh2} [°C]	383	385	392	394	384	386	391	387	384	394
Průměrná hodnota [°C]	388									
Směrodatná odchylka [°C]	4,320									

Tabulka P5.8 Teplota vtokové soustavy při vyhození z formy T_{vyh3} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{vyh3} [°C]	367	374	371	369	375	370	374	370	373	377
Průměrná hodnota [°C]	372									
Směrodatná odchylka [°C]	3,091									

Tabulka P5.9 Teplota vnějšího povrchu formy T_{sp} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{sp} [°C]	132	130	129	131	128	130	132	128	129	131
Průměrná hodnota [°C]	130									
Směrodatná odchylka [°C]	1,491									

Tabulka P5.10 Teplota v dutině po dobu otevření formy T_{od} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{od} [°C]	73	71	77	71	72	75	76	73	75	77
Průměrná hodnota [°C]	74									
Směrodatná odchylka [°C]	2,309									

Tabulka P5.11 Teplota líce formy T_{spd} [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{spd} [°C]	241	245	240	241	239	243	242	240	245	244
Průměrná hodnota [°C]	242									
Směrodatná odchylka [°C]	2,160									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{spd} [°C]	245	249	246	248	251	249	247	246	250	249
Průměrná hodnota [°C]	248									
Směrodatná odchylka [°C]	1,944									
Průměrná teplota líce formy T _{spd} [°C]								245		

Tabulka P5.12 Doba cyklu t_{cykl} [s]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
t_{cykl} [s]	46,9	47	46,9	47,1	47	47,1	46,9	47,1	46,9	47,1
Průměrná hodnota [s]	47									
Směrodatná odchylka [s]	0,094									

Tabulka P5.13 Doba, po kterou je forma otevřena t_o [s]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
t_o [s]	24,3	24,0	23,8	24,1	23,7	23,5	24,2	24,5	23,8	24,1
Průměrná hodnota [s]	24									
Směrodatná odchylka [s]	0,302									

Tabulka P5.14 Hmotnost nástřiku m_n [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Průtok [l] za 10 cyklů	11	10,9	11,1	11,1	11	11	11,1	10,9	11	10,9
Průtok [l] za 1 cyklus	1,1	1,09	1,11	1,11	1,1	1,1	1,11	1,09	1,1	1,09
m_n [kg]	1,1	1,09	1,11	1,11	1,1	1,1	1,11	1,09	1,1	1,09
Průměrná hodnota [kg]	1,1									
Směrodatná odchylka [kg]	0,008									

Pozn.: Měření průtoku vodoměrem s přesností na 0,1 [l]

Tabulka P5.15 Hmotnost odpařeného nástřiku m_{vn} [kg]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Hmotnost neodpařeného nástřiku [kg] za 10 cyklů	5,648	5,651	5,652	5,649	5,648	5,651	5,651	5,651	5,65	5,649
m_{vn} [kg] za 10 cyklů	5,352	5,249	5,448	5,451	5,352	5,349	5,449	5,249	5,35	5,251
m_{vn} [kg]	0,5352	0,5249	0,5448	0,5451	0,5352	0,5349	0,5449	0,5249	0,535	0,5251
Průměrná hodnota [kg]	0,535									
Směrodatná odchylka [kg]	0,008									

Pozn.: Stanovení hmotnosti neodpařeného nástřiku za 10 cyklů – váhy s přesností 1 [g].

Tabulka P5.16 Počáteční teplota nástřiku T_{np} [°C]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T_{np} [°C]	24	25	25	25	25	25	25	26	25	25
Průměrná hodnota [°C]	25									
Směrodatná odchylka [°C]	0,471									

Tabulka P5.17 Teplota temperačního média na vstupu do formy T_{vst} [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{vst} [°C]	182	183	181	184	185	183	185	180	185	182
Průměrná hodnota [°C]	183									
Směrodatná odchylka [°C]	1,764									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{vst} [°C]	209	211	210	214	212	210	212	211	209	212
Průměrná hodnota [°C]	211									
Směrodatná odchylka [°C]	1,563									
Průměrná teplota temperačního média na vstupu do formy T _{vst} [°C]								197		

Tabulka P5.18 Teplota temperačního média na výstupu z formy $T_{výst}$ [°C]

Pevná část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{výst} [°C]	163	165	167	164	166	165	162	168	166	164
Průměrná hodnota [°C]	165									
Směrodatná odchylka [°C]	1,826									
Pohyblivá část formy										
Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
T _{výst} [°C]	159	161	160	163	161	159	160	163	161	163
Průměrná hodnota [°C]	161									
Směrodatná odchylka [°C]	1,563									
Průměrná teplota temperačního média na výstupu z formy T _{výst} [°C]								163		

Tabulka P5.19 Průtok temperačního média termoregulačním zařízením [l]

Číslo měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
průtok tem. média [l]	12,8	12,7	12,8	12,9	12,7	12,8	12,9	12,9	12,7	12,8
Průměrná hodnota [l]	12,8									
Směrodatná odchylka [l]	0,082									

Tabulka P5.20 Teplota okolí T_{ok} [°C]

	Na počátku experimentu	Na konci experimentu
T_{ok} [°C]	27	31
Průměrná hodnota [°C]	29	

VÝPOČET TEPLA UVOLNĚNÉHO VÝPADEM – TYP 1

Toto teplo je dáno součtem tepla uvolněného čtyřmi odlitky, vtokovou soustavou a tabletou. Každá z těchto složek tepla se potom určí dle rovnice (4.5). Veličiny potřebné pro výpočet jsou uvedeny v kap. 8 v tab. 8.1. Teplota taveniny v udržovací peci byla 670°C, ve výpočtu je za teplotu lití dosazena teplota v licí komoře 630°C.

Teplo uvolněné odlitkem (čtyřnásobná forma)

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny dle rovnice (4.6):

$$Q_{PŘ1} = 4 \cdot m_1 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 4 \cdot 0,128 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ1} = 2,606 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí odlitků (4.7):

$$Q_{KR1} = 4 \cdot m_1 \cdot L_{KR} = 4 \cdot 0,128 \cdot 497000$$

$$Q_{KR1} = 2,545 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí odlitků ve formě podle (4.8):

Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na odlitku při vyhození výpadu z formy.

$$Q_{CHL1} = 4 \cdot m_1 \cdot c_S \cdot (T_{KR} - T_{vyhl}) = 4 \cdot 0,128 \cdot 1080 \cdot (585 - 245)$$

$$Q_{CHL1} = 1,88 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Teplo uvolněné tabletou vtokové soustavy

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ2} = m_2 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 0,219 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ2} = 1,115 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí tablety:

$$Q_{KR2} = m_2 \cdot L_{KR} = 0,219 \cdot 497000$$

$$Q_{KR2} = 1,088 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí tablety ve formě: Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na tabletě vtokové soustavy při vyhození výpadu z formy.

$$Q_{CHL2} = m_2 \cdot c_S \cdot (T_{KR} - T_{vyh2}) = 0,219 \cdot 1080 \cdot (585 - 410)$$

$$Q_{CHL2} = 4,139 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Teplo uvolněné vtokovou soustavou

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ3} = m_3 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 0,299 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ3} = 1,522 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí vtokové soustavy:

$$Q_{KR3} = m_3 \cdot L_{KR} = 0,299 \cdot 497000$$

$$Q_{KR3} = 1,486 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí vtokové soustavy ve formě:
Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na vtokové soustavě při vyhození
výpadu z formy.

$$Q_{CHL3} = m_3 \cdot c_s \cdot (T_{KR} - T_{vyh3}) = 0,299 \cdot 1080 \cdot (585 - 380)$$

$$Q_{CHL3} = 6,62 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové teplo uvolněné výpadem je potom dáno součtem vypočtených složek.

Celkové teplo vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ} = Q_{PŘ1} + Q_{PŘ2} + Q_{PŘ3} = 2,606 \cdot 10^4 + 1,115 \cdot 10^4 + 1,522 \cdot 10^4$$

$$Q_{PŘ} = 5,242 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí:

$$Q_{KR} = Q_{KR1} + Q_{KR2} + Q_{KR3} = 2,545 \cdot 10^5 + 1,088 \cdot 10^5 + 1,486 \cdot 10^5$$

$$Q_{KR} = 5,119 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Celkové množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí ve formě:

$$Q_{CHL} = Q_{CHL1} + Q_{CHL2} + Q_{CHL3} = 1,88 \cdot 10^5 + 4,139 \cdot 10^4 + 6,62 \cdot 10^4$$

$$Q_{CHL} = 2,956 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Podle rovnice (4.5) je celkové teplo uvolněné výpadem dáno:

$$Q = Q_{PŘ} + Q_{KR} + Q_{CHL} = 5,242 \cdot 10^4 + 5,119 \cdot 10^5 + 2,956 \cdot 10^5$$

$$Q = 8,599 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Teplo Q je předáno formě, která ho dále odvádí do svého okolí. Tepelná bilance tlakové lící formy je uvedena v kap. 4 a dle rovnice (4.4):

$$Q = Q_C = Q_{sál} + Q_{proud} + Q_t + Q_{stroj} + Q_{píst} + Q_n$$

VÝPOČET TEPLA ODVEDENÉHO Z FORMY DO OKOLÍ

Výpočet tepla předaného z formy do okolí sáláním

Množství tepla, které z formy přejde do okolí sáláním je složeno ze dvou složek a to:

- Teplo předané sáláním z vnějšího povrchu formy za dobu celého cyklu $Q_{sál1}$;
- Teplo předané sáláním z dělicí roviny (líce) formy po dobu otevření formy $Q_{sál2}$.

Množství tepla předaného sáláním z vnějšího povrchu formy do okolí dle vztahu (4.9):

$$Q_{sál1} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{sp}^4 - T_{ok}^4) \cdot S \cdot t_{cykl}$$

$$Q_{sál1} = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot ((140+273,15)^4 - (29,5+273,15)^4) \cdot 0,75 \cdot 31,5$$

Hodnota poměrné sálavosti ε je proměnná v intervalu 0,7 – 0,99. Výsledné hodnoty tepla se proto pohybují v intervalu od $Q_{sál1}(0,7) = 1,945 \cdot 10^4$ J do $Q_{sál1}(0,99) = 2,751 \cdot 10^4$ J. Ve výpočtu je dále uvažováno se střední hodnotou tepla předaného sáláním z vnějšího povrchu formy do okolí:

$$Q_{sál1}(0,85) = 2,362 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla předaného sáláním z dělicí roviny (líce) formy do okolí:

$$Q_{sál2} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{spd}^4 - T_{od}^4) \cdot S_d \cdot t_o$$

$$Q_{sál2} = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot ((280+273,15)^4 - (80+273,15)^4) \cdot 0,71 \cdot 14,5$$

Množství tepla předaného sáláním z dělicí roviny formy do okolí se pohybuje v intervalu od $Q_{sál2}(0,7) = 3,19 \cdot 10^4$ J do $Q_{sál2}(0,99) = 4,511 \cdot 10^4$ J. Střední hodnota tepla předaného sáláním z dělicí roviny formy do okolí je:

$$Q_{sál2}(0,85) = 3,873 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové teplo předané z formy do okolí sáláním:

$$Q_{sál} = Q_{sál1}(0,85) + Q_{sál2}(0,85) = 2,362 \cdot 10^4 + 3,873 \cdot 10^4$$

$$Q_{sál} = 6,235 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného z formy do okolí prouděním

Podobně jako v předchozím případě je nutné výpočet tepla rozdělit na dvě části:

- Teplo předané prouděním z vnějšího povrchu formy za dobu celého cyklu Q_{proud1} ;
- Teplo předané prouděním z dělicí roviny (líce) formy po dobu otevření formy Q_{proud2} .

Množství tepla předaného prouděním z vnějšího povrchu formy do okolí dle vztahu (4.11):

Součinitel přestupu tepla prouděním z vnějšího povrchu formy do okolí se stanoví dle vztahu:

$$\alpha_{p1} = 1,77 \cdot (T_{sp} - T_{ok})^{1/4} = 1,77 \cdot (140 - 29,5)^{1/4}$$

$$\alpha_{p1} = 5,739$$

$$Q_{proud1} = \alpha_{p1} \cdot (T_{sp} - T_{ok}) \cdot S \cdot t_{cykl} = 5,739 \cdot (140 - 29,5) \cdot 0,75 \cdot 31,5$$

$$Q_{proud1} = 1,498 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla předaného prouděním z dělicí roviny formy do okolí:

Součinitel přestupu tepla prouděním z dělicí roviny do okolí se stanoví dle vztahu:

$$\alpha_{p2} = 1,77 \cdot (T_{spd} - T_{od})^{1/4} = 1,77 \cdot (280 - 80)^{1/4}$$

$$\alpha_{p2} = 6,656$$

$$Q_{proud2} = \alpha_{p2} \cdot (T_{spd} - T_{od}) \cdot S_d \cdot t_o = 6,656 \cdot (280 - 80) \cdot 0,71 \cdot 14,5$$

$$Q_{proud2} = 1,371 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové teplo předané do okolí prouděním:

$$Q_{proud} = Q_{proud1} + Q_{proud2} = 1,498 \cdot 10^4 + 1,371 \cdot 10^4$$

$$Q_{proud} = 2,869 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného z formy do rámu stroje vedením

Množství tepla, které přejde vedením do rámu stroje se vypočítá dle vztahu (4.12), kde teplota vnějšího povrchu formy, který je ve styku se strojem $T_{PF} = T_{sp} = 140^\circ\text{C}$ a teplota povrchu stroje, který je ve styku s formou $T_{PS} = T_{ok} = 29,5^\circ\text{C}$. Potřebný součinitel přestupu tepla vedením α_v byl určen z [58]:

$$Q_{stroj} = \alpha_v \cdot (T_{PF} - T_{PS}) \cdot S_{str} \cdot t_{cykl} = 15 \cdot (140 - 29,5) \cdot 0,71 \cdot 31,5$$

$$Q_{stroj} = 3,707 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného do temperačního systému

Množství tepla odvedené temperačním systémem bylo určeno dle vztahu (4.13). Hmotnost temperačního média byla určena výpočtem z průtoku zubového čerpadla termoregulačního zařízení (maximální průtok je $16 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$; měřením bylo zjištěno, že čerpadlo dodává pouze $12,8 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$). Při tomto průtoku potom za čas cyklu t_{cykl} systémem proteče $6,7 \text{ l}$. Hustota temperačního média při 190°C (průměrná teplota temperačního média v systému) je 752

$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$, viz tabulka 7.4. Hmotnost temperačního média, které temperačním systémem proteče za t_{cykl} je $m_t = 5 \text{ kg}$. Teplota temperačního média $T_{\text{výst}}$ byla určena jako průměrná hodnota teploty na výstupu z pevné a pohyblivé části formy, podobně T_{vst} byla určena jako průměrná hodnota teplot na vstupu do pevné a pohyblivé části formy, viz příloha č.4.

$$Q_t = m_t \cdot c_t \cdot (T_{\text{výst}} - T_{\text{vst}}) = 5 \cdot 2501 \cdot (177 - 203)$$

$$Q_{\text{ch}} = -3,251 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Výpočet tepla odvedeného z formy ochranným nástřikem

Množství tepla odvedeného nástřikem líce tlakové formy bylo určeno dle vztahu (4.15). Hmotnost použitého nástřiku $m_n = 0,43 \text{ kg}$, přičemž došlo k odpaření pouze $0,4085 \text{ kg}$, viz příloha č.4.

$$Q_n = m_n \cdot c_n \cdot (T_v - T_{\text{np}}) + m_n \cdot L_{\text{vn}} = 0,43 \cdot 4186 \cdot (100 - 25) + 0,4085 \cdot 2253000$$

$$Q_n = 1,0553 \cdot 10^6 \text{ J}$$

Celkové teplo odvedené z formy jednotlivými složkami

Po dosazení do rovnice (4.4) :

$$Q_C = Q_{\text{sál}} + Q_{\text{proud}} + Q_{\text{stroj}} + Q_t + Q_n$$

$$Q_C = 6,235 \cdot 10^4 + 2,869 \cdot 10^4 + 3,707 \cdot 10^4 - 3,251 \cdot 10^5 + 1,0553 \cdot 10^6$$

$$Q_C = 8,583 \cdot 10^5 \text{ J}$$

CELKOVÁ TEPELNÁ BILANCE TLAKOVÉ LICÍ FORMY

$$Q = Q_C$$

$$8,599 \cdot 10^5 \text{ J} = 8,583 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Poznámka: Rozdíl výsledků je způsoben zanedbáním hodnoty tepla, které je odvedeno pístem stroje a současně možnými nepřesnostmi při experimentálním stanovení teplot.

VÝPOČET TEPLA UVOLNĚNÉHO VÝPADEM – TYP 2

Toto teplo je dáno součtem tepla uvolněného čtyřmi odlitky, vtokovou soustavou a tabletou. Každá z těchto složek tepla se potom určí dle rovnice (4.5). Veličiny potřebné pro výpočet jsou uvedeny v tabulce 8.4. Teplota taveniny v udržovací peci byla 670°C, ve výpočtu je za teplotu lití dosazena teplota v lici komoře 630°C.

Teplo uvolněné odlitkem (čtyřnásobná forma)

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny dle rovnice (4.6):

$$Q_{PŘ1} = 4 \cdot m_1 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 4 \cdot 0,185 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ1} = 3,766 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí odlitků (4.7):

$$Q_{KR1} = 4 \cdot m_1 \cdot L_{KR} = 4 \cdot 0,185 \cdot 497000$$

$$Q_{KR1} = 3,678 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí odlitků ve formě podle (4.8):

Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na odlitku při vyhození výpadu z formy.

$$Q_{CHL1} = 4 \cdot m_1 \cdot c_S \cdot (T_{KR} - T_{vyhl}) = 4 \cdot 0,185 \cdot 1080 \cdot (585 - 240)$$

$$Q_{CHL1} = 2,757 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Teplo uvolněné tabletou vtokové soustavy

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ2} = m_2 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 0,146 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ2} = 7,431 \cdot 10^3 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí tablety:

$$Q_{KR2} = m_2 \cdot L_{KR} = 0,146 \cdot 497000$$

$$Q_{KR2} = 7,256 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí tablety ve formě: Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na tabletě vtokové soustavy při vyhození výpadu z formy.

$$Q_{CHL2} = m_2 \cdot c_S \cdot (T_{KR} - T_{vyh2}) = 0,146 \cdot 1080 \cdot (585 - 388)$$

$$Q_{CHL2} = 3,106 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Teplo uvolněné vtokovou soustavou

Množství tepla vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ3} = m_3 \cdot c_L \cdot (T_{lití} - T_{KR}) = 0,456 \cdot 1131 \cdot (630 - 585)$$

$$Q_{PŘ3} = 2,321 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí vtokové soustavy:

$$Q_{KR3} = m_3 \cdot L_{KR} = 0,456 \cdot 497000$$

$$Q_{KR3} = 2,266 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí vtokové soustavy ve formě:
Za teplotu okolí byla dosazena teplota, která byla naměřena na vtokové soustavě při vyhození výpadu z formy.

$$Q_{CHL3} = m_3 \cdot c_s \cdot (T_{KR} - T_{vyh3}) = 0,456 \cdot 1080 \cdot (585 - 372)$$

$$Q_{CHL3} = 1,049 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Celkové teplo uvolněné výpadem je potom dáno součtem vypočtených složek.

Celkové teplo vzniklé přehřátím taveniny:

$$Q_{PŘ} = Q_{PŘ1} + Q_{PŘ2} + Q_{PŘ3} = 3,766 \cdot 10^4 + 7,431 \cdot 10^3 + 2,321 \cdot 10^4$$

$$Q_{PŘ} = 6,83 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové množství tepla, které uvolní tavenina při tuhnutí:

$$Q_{KR} = Q_{KR1} + Q_{KR2} + Q_{KR3} = 3,678 \cdot 10^5 + 7,256 \cdot 10^4 + 2,266 \cdot 10^5$$

$$Q_{KR} = 6,67 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Celkové množství tepla, které uvolní tavenina při chladnutí ve formě:

$$Q_{CHL} = Q_{CHL1} + Q_{CHL2} + Q_{CHL3} = 2,757 \cdot 10^5 + 3,106 \cdot 10^4 + 1,049 \cdot 10^5$$

$$Q_{CHL} = 4,117 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Podle rovnice (4.5) je celkové teplo uvolněné výpadem dáno:

$$Q = Q_{PŘ} + Q_{KR} + Q_{CHL} = 6,83 \cdot 10^4 + 6,67 \cdot 10^5 + 4,117 \cdot 10^5$$

$$Q = 1,147 \cdot 10^6 \text{ J}$$

Teplo Q je předáno formě, která ho dále odvádí do svého okolí. Tepelná bilance tlakové lici formy je uvedena v kap. 4 a dle rovnice (4.4):

$$Q = Q_C = Q_{sál} + Q_{proud} + Q_t + Q_{stroj} + Q_{píst} + Q_n$$

VÝPOČET TEPLA ODVEDENÉHO Z FORMY DO OKOLÍ

Výpočet tepla předaného z formy do okolí sáláním

Množství tepla, které z formy přejde do okolí sáláním je složeno ze dvou složek a to:

- Teplo předané sáláním z vnějšího povrchu formy za dobu celého cyklu $Q_{sál1}$;
- Teplo předané sáláním z dělicí roviny (líce) formy po dobu otevření formy $Q_{sál2}$.

Množství tepla předaného sáláním z vnějšího povrchu formy do okolí dle vztahu (4.9):

$$Q_{sál1} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{sp}^4 - T_{ok}^4) \cdot S \cdot t_{cykl}$$

$$Q_{sál1} = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot ((130+273,15)^4 - (29+273,15)^4) \cdot 0,96 \cdot 47$$

Hodnota poměrné sálavosti ε je proměnná v intervalu 0,7 – 0,99. Výsledné hodnoty tepla se proto pohybují v intervalu od $Q_{sál1}(0,7) = 3,238 \cdot 10^4$ J do $Q_{sál1}(0,99) = 4,579 \cdot 10^4$ J. Ve výpočtu je dále uvažováno se střední hodnotou tepla předaného sáláním z vnějšího povrchu formy do okolí:

$$Q_{sál1}(0,85) = 3,932 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla předaného sáláním z dělicí roviny (líce) formy do okolí:

$$Q_{sál2} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_{spd}^4 - T_{od}^4) \cdot S_d \cdot t_o$$

$$Q_{sál2} = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot ((245+273,15)^4 - (74+273,15)^4) \cdot 1,02 \cdot 24$$

Množství tepla předaného sáláním z dělicí roviny formy do okolí se pohybuje v intervalu od $Q_{sál2}(0,7) = 5,592 \cdot 10^4$ J do $Q_{sál2}(0,99) = 7,909 \cdot 10^4$ J. Střední hodnota tepla předaného sáláním z dělicí roviny formy do okolí je:

$$Q_{sál2}(0,85) = 6,791 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové teplo předané z formy do okolí sáláním:

$$Q_{sál} = Q_{sál1}(0,85) + Q_{sál2}(0,85) = 3,932 \cdot 10^4 + 6,791 \cdot 10^4$$

$$Q_{sál} = 1,072 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného z formy do okolí prouděním

Podobně jako v předchozím případě je nutné výpočet tepla rozdělit na dvě části:

- Teplo předané prouděním z vnějšího povrchu formy za dobu celého cyklu Q_{proud1} ;
- Teplo předané prouděním z dělicí roviny (líce) formy po dobu otevření formy Q_{proud2} .

Množství tepla předaného prouděním z vnějšího povrchu formy do okolí dle vztahu (4.11):

Součinitel přestupu tepla prouděním z vnějšího povrchu formy do okolí se stanoví dle vztahu:

$$\alpha_{p1} = 1,77 \cdot (T_{sp} - T_{ok})^{1/4} = 1,77 \cdot (130 - 29)^{1/4}$$

$$\alpha_{p1} = 5,611$$

$$Q_{proud1} = \alpha_{p1} \cdot (T_{sp} - T_{ok}) \cdot S \cdot t_{cykl} = 5,611 \cdot (130 - 29) \cdot 0,96 \cdot 47$$

$$Q_{proud1} = 2,557 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Množství tepla předaného prouděním z dělicí roviny formy do okolí:

Součinitel přestupu tepla prouděním z dělicí roviny do okolí se stanoví dle vztahu:

$$\alpha_{p2} = 1,77 \cdot (T_{spd} - T_{od})^{1/4} = 1,77 \cdot (245 - 74)^{1/4}$$

$$\alpha_{p2} = 6,401$$

$$Q_{proud2} = \alpha_{p2} \cdot (T_{spd} - T_{od}) \cdot S_d \cdot t_o = 6,401 \cdot (245 - 74) \cdot 1,02 \cdot 24$$

$$Q_{proud2} = 2,679 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Celkové teplo předané do okolí prouděním:

$$Q_{proud} = Q_{proud1} + Q_{proud2} = 2,557 \cdot 10^4 + 2,679 \cdot 10^4$$

$$Q_{proud} = 5,236 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného z formy do rámu stroje vedením

Množství tepla, které přejde vedením do rámu stroje se vypočítá dle vztahu (4.12), kde teplota vnějšího povrchu formy, který je ve styku se strojem $T_{PF} = T_{sp} = 130^\circ\text{C}$ a teplota povrchu stroje, který je ve styku s formou $T_{PS} = T_{ok} = 29^\circ\text{C}$. Potřebný součinitel přestupu tepla vedením α_v byl určen z grafické závislosti, viz obr.4-2:

$$Q_{stroj} = \alpha_v \cdot (T_{PF} - T_{PS}) \cdot S_{str} \cdot t_{cykl} = 15 \cdot (130 - 29) \cdot 1,02 \cdot 47$$

$$Q_{stroj} = 7,263 \cdot 10^4 \text{ J}$$

Výpočet tepla předaného do temperačního systému

Množství tepla odvedené temperačním systémem bylo určeno dle vztahu (4.13). Hmotnost temperačního média byla určena výpočtem z průtoku zubového čerpadla termoregulačního zařízení (maximální průtok je $16 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$; měřením bylo zjištěno, že čerpadlo dodává pouze $12,8 \text{ l} \cdot \text{min}^{-1}$). Při tomto průtoku potom za čas cyklu t_{cykl} systémem proteče 10 l. Hustota temperačního média při 180°C (průměrná teplota temperačního média v systému) je 759

$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$, viz tabulka 7.4. Hmotnost temperačního média, které temperačním systémem proteče za t_{cykl} je $m_t = 7,6 \text{ kg}$. Teplota temperačního média $T_{\text{výst}}$ byla určena jako průměrná hodnota teploty na výstupu z pevné a pohyblivé části formy, podobně T_{vst} byla určena jako průměrná hodnota teplot na vstupu do pevné a pohyblivé části formy, viz příloha č.5.

$$Q_t = m_t \cdot c_t \cdot (T_{\text{výst}} - T_{\text{vst}}) = 7,6 \cdot 2464 \cdot (163 - 197)$$

$$Q_{\text{ch}} = -6,367 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Výpočet tepla odvedeného z formy ochranným nástřikem

Množství tepla odvedeného nástřikem líce tlakové formy bylo určeno dle vztahu (4.15). Hmotnost použitého nástřiku $m_n = 1,1 \text{ kg}$, přičemž došlo k odpaření pouze $m_{\text{vn}} = 0,535 \text{ kg}$ nástřiku z daného množství, viz příloha č.5.

$$Q_n = m_n \cdot c_n \cdot (T_v - T_{\text{np}}) + m_{\text{vn}} \cdot L_{\text{vn}} = 1,1 \cdot 4186 \cdot (100 - 25) + 0,535 \cdot 2253000$$

$$Q_n = 1,551 \cdot 10^6 \text{ J}$$

Celkové teplo odvedené z formy jednotlivými složkami

Po dosazení do rovnice (4.4) :

$$Q_C = Q_{\text{sál}} + Q_{\text{proud}} + Q_{\text{stroj}} + Q_t + Q_n$$

$$Q_C = 1,072 \cdot 10^5 + 5,236 \cdot 10^4 + 7,263 \cdot 10^4 - 6,367 \cdot 10^5 + 1,551 \cdot 10^6$$

$$Q_C = 1,146 \cdot 10^6 \text{ J}$$

CELKOVÁ TEPELNÁ BILANCE TLAKOVÉ LICÍ FORMY

$$Q = Q_C$$

$$11,47 \cdot 10^5 \text{ J} = 11,46 \cdot 10^5 \text{ J}$$

Poznámka: Rozdíl výsledků je způsoben zanedbáním hodnoty tepla, které je odvedeno pístem stroje a současně možnými nepřesnostmi při experimentálním stanovení teplot.

Porovnání teplot naměřených na tlakové lici formě a na výpadu Typ 1

Tabulka P8.1 Teploty naměřené na lici pevné části formy termometrem Raynger ST8

Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	Raytek ThermoView Ti30	230,6	230,2	229,8	230,7	231,3
	Raynger ST8	229	229	230	231	230
2	Raytek ThermoView Ti30	250,3	252,1	250,9	250,1	252,2
	Raynger ST8	249	251	250	251	252
3	Raytek ThermoView Ti30	318,6	317,9	318,3	318,7	317,9
	Raynger ST8	318	317	317	318	317
4	Raytek ThermoView Ti30	435,8	436,2	435,9	436,3	436,1
	Raynger ST8	435	436	435	436	435
5	Raytek ThermoView Ti30	-	-	-	-	-
	Raynger ST8	-	-	-	-	-

Tabulka P8.2 Teploty naměřené na lici pohyblivé části formy termometrem Raynger ST8

Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	Raytek ThermoView Ti30	233,1	232,6	233,3	233,0	232,8
	Raynger ST8	233	233	233	232	233
2	Raytek ThermoView Ti30	264,8	263,1	263,6	264,2	264,5
	Raynger ST8	262	263	262	263	264
3	Raytek ThermoView Ti30	324,7	325,1	325,3	325,0	324,9
	Raynger ST8	323	324	323	324	324
4	Raytek ThermoView Ti30	438,6	438,5	437,8	438,3	438,0
	Raynger ST8	438	438	437	437	436
5	Raytek ThermoView Ti30	412,8	412,3	413,4	413,8	413,5
	Raynger ST8	412	413	413	412	412

Tabulka P8.3 Teploty naměřené na vnějším povrchu uzavřené formy

Měřicí zařízení	Číslo měření				
	1	2	3	4	5
Raytek ThermoView Ti30	141,6	140,8	141,3	140,5	140,9
Raynger ST8	139	140	141	139	140

Tabulka P8.4 Teploty naměřené na výpadu ihned po vyjmutí z formy

Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	Raytek ThermoView Ti30	231,2	230,6	231,7	232,1	229,8
	Raynger ST8	230	229	230	231	230
2	Raytek ThermoView Ti30	261,0	260,8	260,2	259,6	260,3
	Raynger ST8	258	260	260	259	258
3	Raytek ThermoView Ti30	323,6	322,5	322,8	321,9	322,3
	Raynger ST8	323	323	321	323	322
4	Raytek ThermoView Ti30	441,8	440,5	440,9	441,0	441,2
	Raynger ST8	441	441	442	440	441
5	Raytek ThermoView Ti30	409,5	410,1	410,8	409,8	410,4
	Raynger ST8	408	409	409	410	409

Porovnání teplot naměřených na tlakové lící formě a na výpadu Typ 2

Tabulka P9.1 Teploty naměřené na lici pevné části formy termometrem Raynger ST8

Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	ThermaCAM P65	223,3	223,0	223,6	223,4	223,7
	Raynger ST8	222	222	223	222	223
2	ThermaCAM P65	239,9	239,2	239,6	239,8	239,3
	Raynger ST8	239	238	239	239	238
3	ThermaCAM P65	274,9	275,2	275,4	275,0	275,1
	Raynger ST8	274	274	275	274	274
4	ThermaCAM P65	373,0	372,1	372,8	373,4	372,5
	Raynger ST8	372	371	372	373	371
5	ThermaCAM P65	-	-	-	-	-
	Raynger ST8	-	-	-	-	-

Tabulka P9.2 Teploty naměřené na lici pohyblivé části formy termometrem Raynger ST8

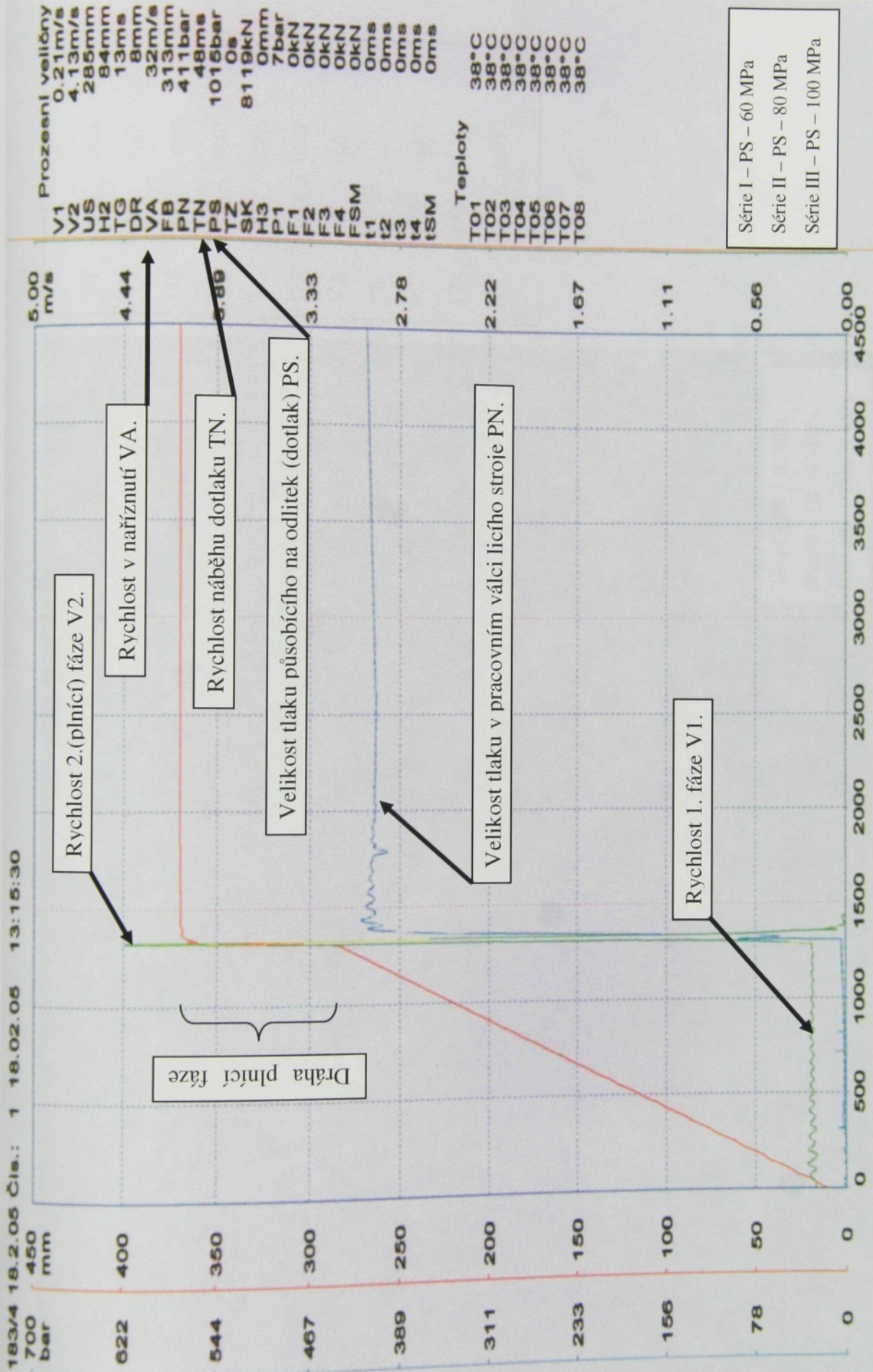
Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	ThermaCAM P65	224,4	224,2	224,6	224,3	224,8
	Raynger ST8	223	223	224	223	224
2	ThermaCAM P65	255,0	254,7	254,9	255,2	254,8
	Raynger ST8	255	254	254	255	253
3	ThermaCAM P65	279,7	279,0	279,5	280	280,1
	Raynger ST8	279	278	278	279	279
4	ThermaCAM P65	334,3	334,0	334,8	334,9	334,1
	Raynger ST8	333	333	334	334	333
5	ThermaCAM P65	260,6	260,8	260	260,2	260,4
	Raynger ST8	260	260	259	259	260

Tabulka P9.3 Teploty naměřené na vnějším povrchu uzavřené formy

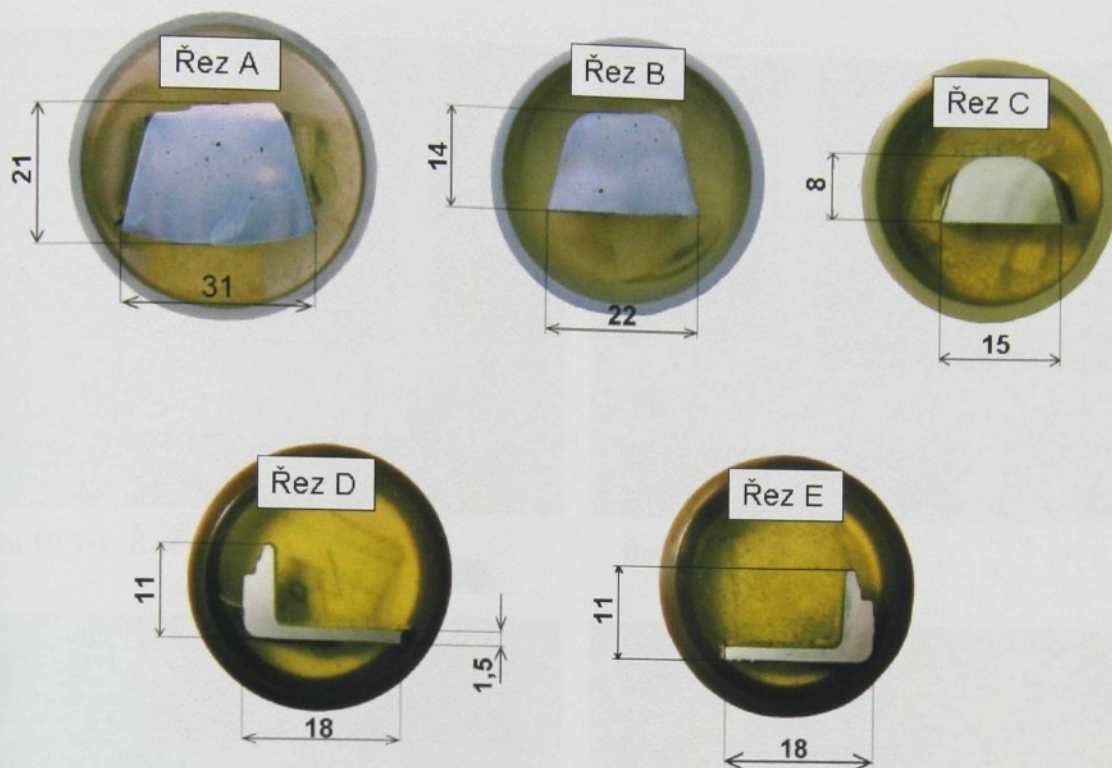
Měřicí zařízení	Číslo měření				
	1	2	3	4	5
ThermaCAM P65	130,4	130,2	129,8	129,9	130,1
Raynger ST8	130	130	129	130	129

Tabulka P9.4 Teploty naměřené na výpadu ihned po vyjmutí z formy

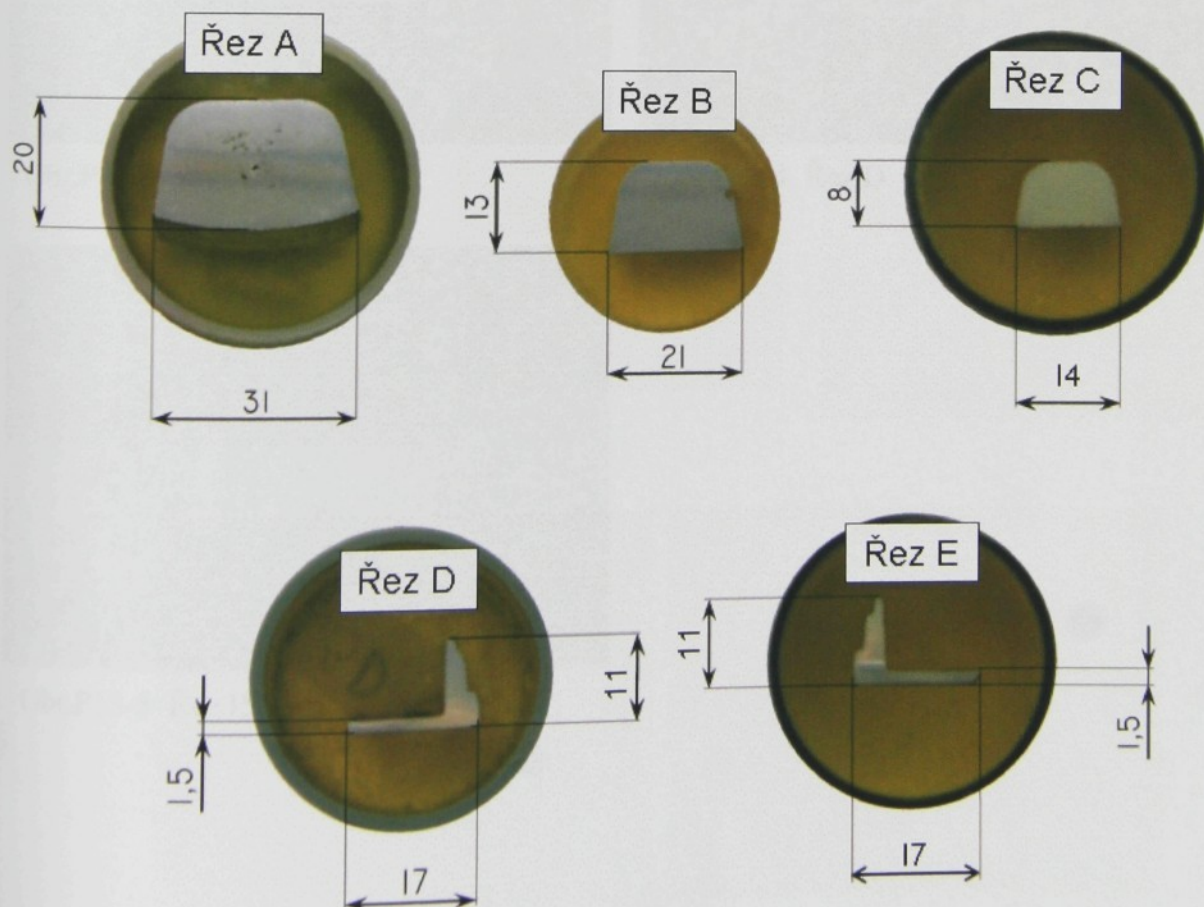
Místo měření	Měřicí zařízení	Číslo měření				
		1	2	3	4	5
1	ThermaCAM P65	255,5	250,0	255,8	255,6	256
	Raynger ST8	255	254	255	254	256
2	ThermaCAM P65	224,8	224,6	224,1	225,0	224,9
	Raynger ST8	224	223	223	225	224
3	ThermaCAM P65	337,2	337,8	337,0	338,1	337,6
	Raynger ST8	336	337	336	338	337
4	ThermaCAM P65	408,8	408,1	409,0	408,5	408,7
	Raynger ST8	408	407	409	408	408
5	ThermaCAM P65	387,4	388,0	387,9	387,6	388,1
	Raynger ST8	386	388	387	387	388



Typ 1

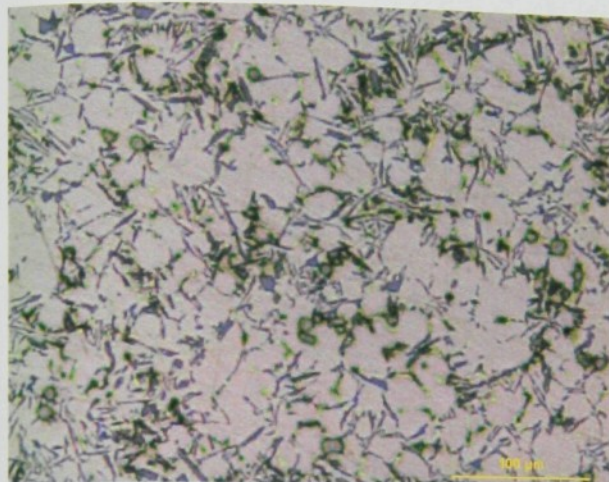


Typ 2

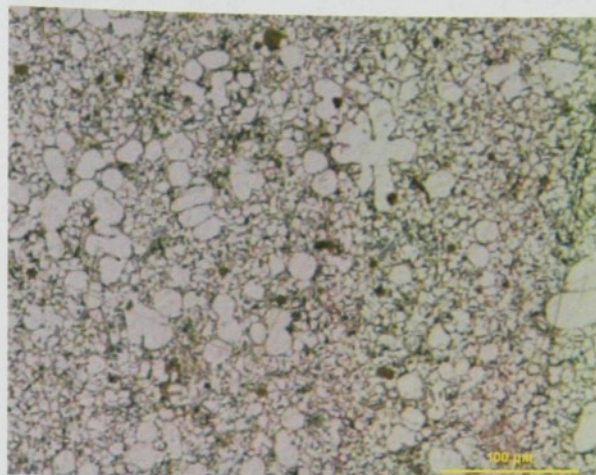


Příklady metalografických struktur odebraných vzorků – Typ 1

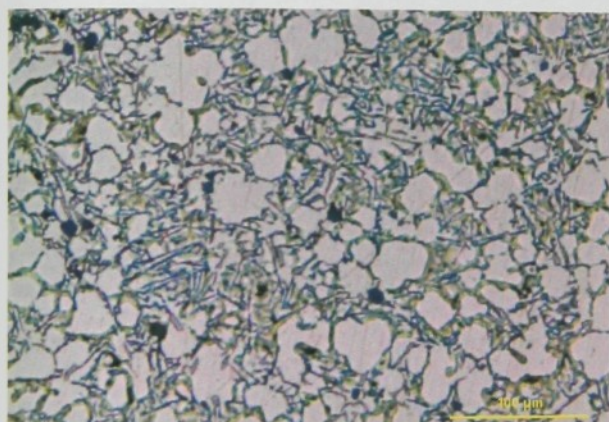
Dotlak 60 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



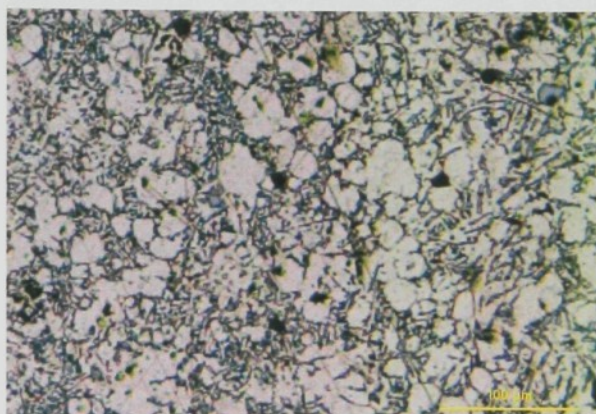
Obr.P13-1 Řez A



Obr.P13-2 Řez B



Obr.P13-3 Řez C

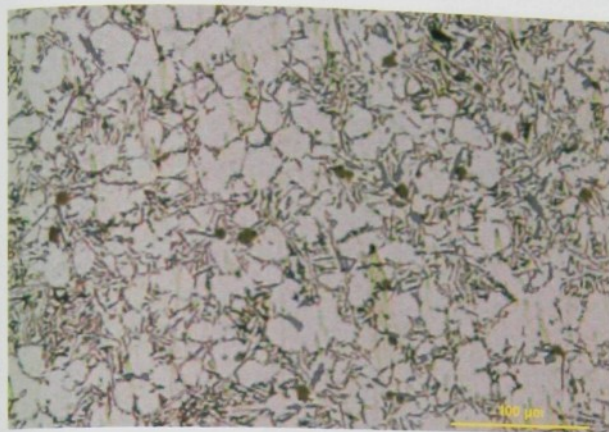


Obr.P13-4 Řez D

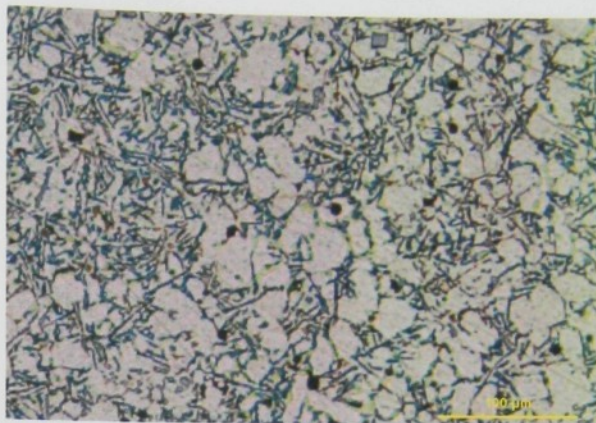


Obr.P13-5 Řez E

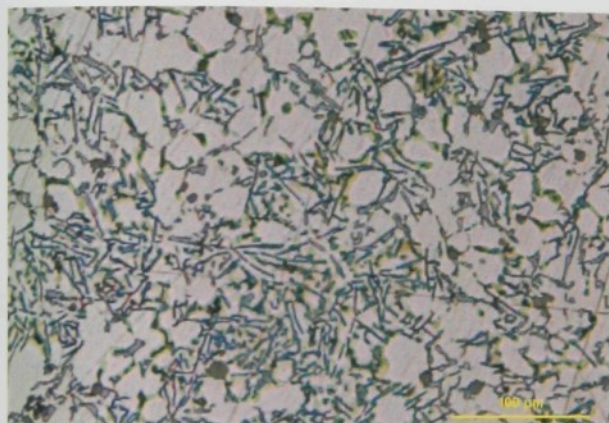
Dotlak 80 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



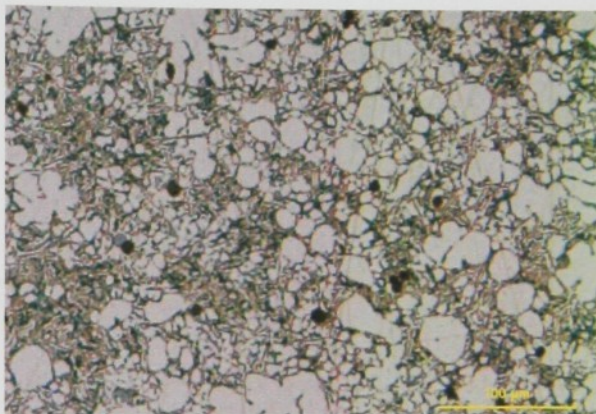
Obr.P13-6 Řez A



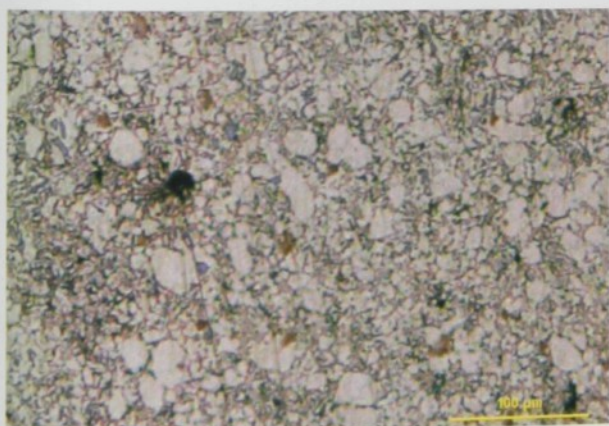
Obr.P13-7 Řez B



Obr.P13-8 Řez C

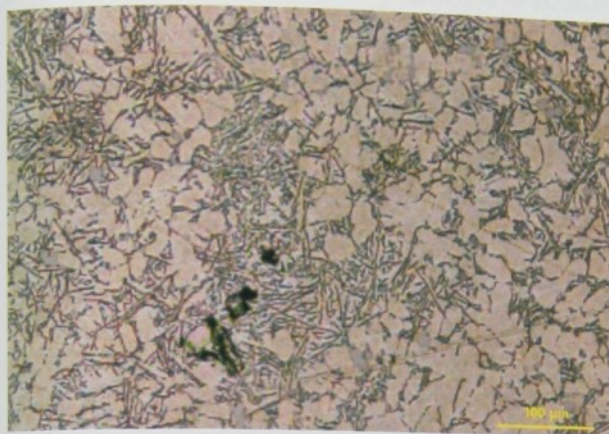


Obr.P13-9 Řez D

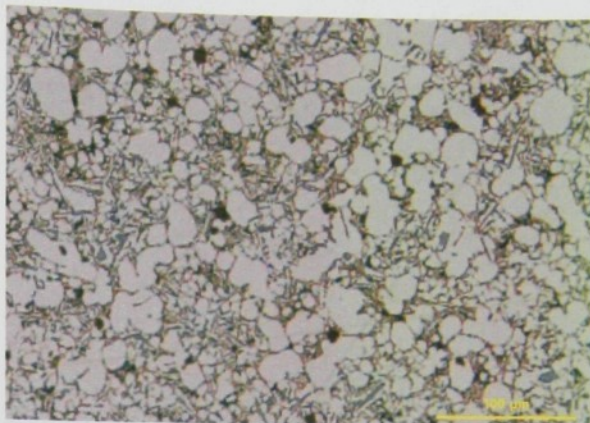


Obr.P13-10 Řez E

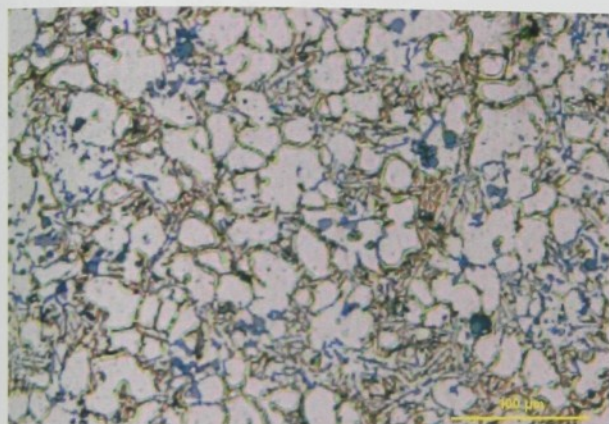
Dotlak 100 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



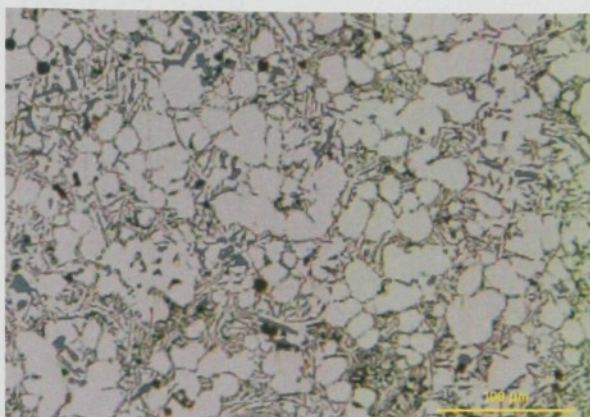
Obr.P13-11 Řez A



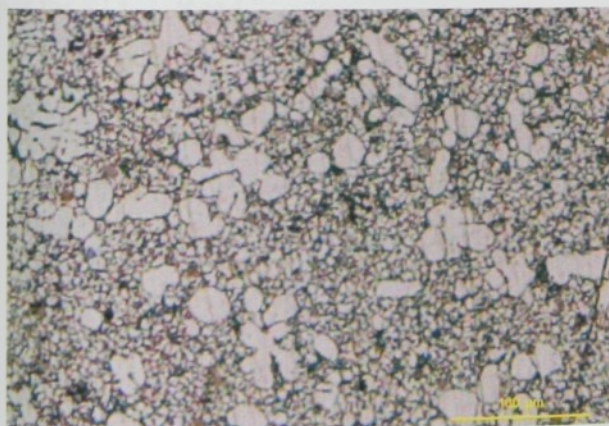
Obr.P13-12 Řez B



Obr.P13-13 Řez C

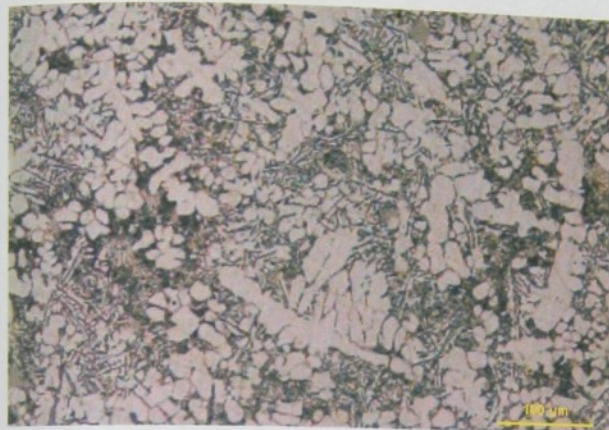


Obr.P13-14 Řez D

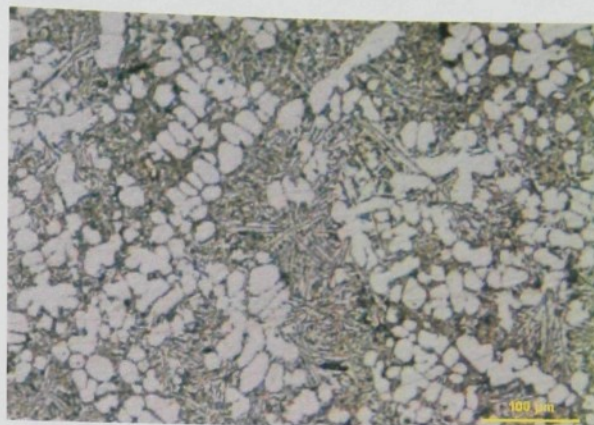


Obr.P13-15 Řez E

Dotlak 10 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



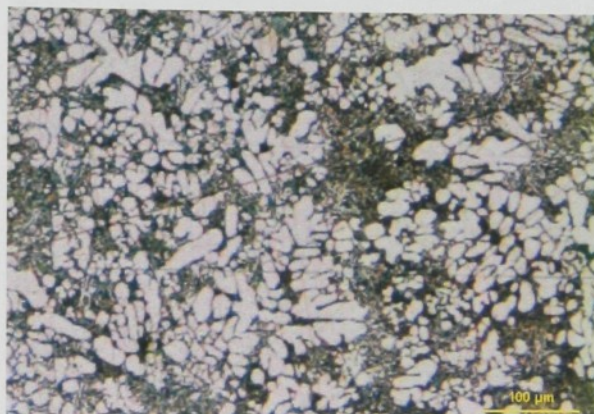
Obr.P14-1 Řez A



Obr.P14-2 Řez B



Obr.P14-3 Řez C

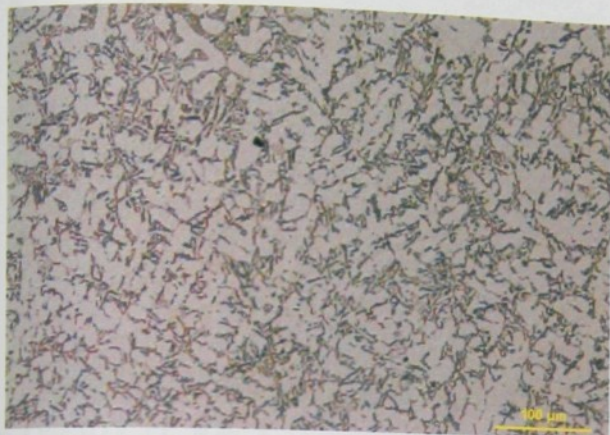


Obr.P14-4 Řez D

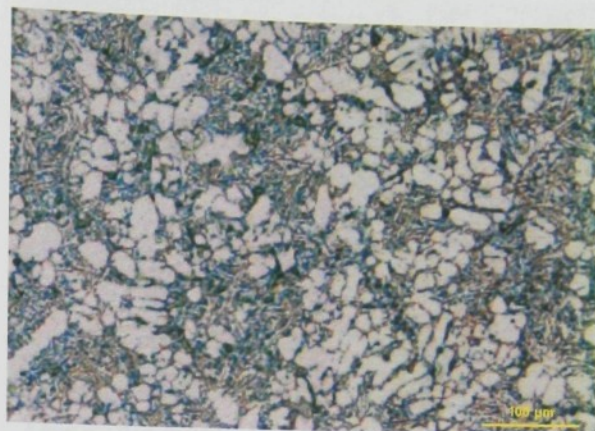


Obr.P14-5 Řez E

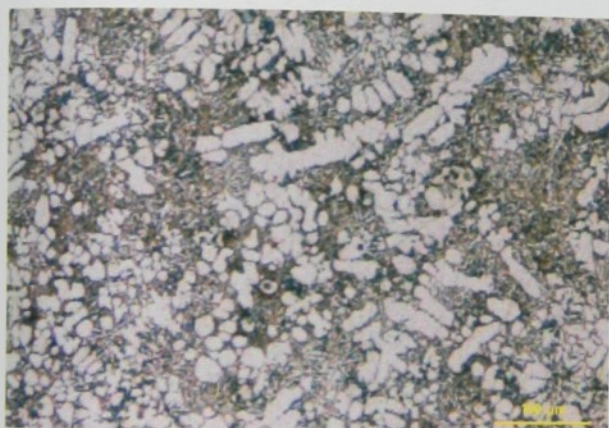
Dotlak 35 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



Obr.P14-6 Řez A



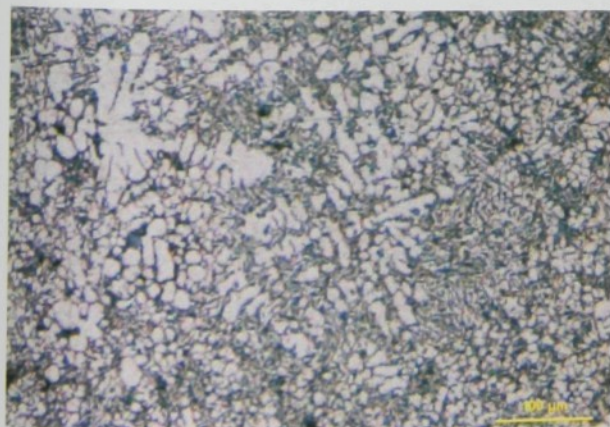
Obr.P14-7 Řez B



Obr.P14-8 Řez C



Obr.P14-9 Řez D

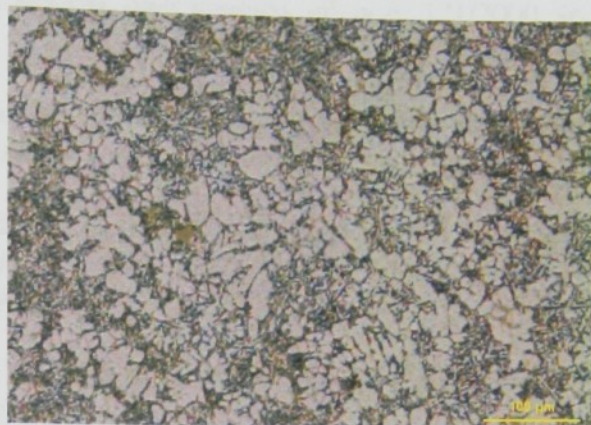


Obr.P14-10 Řez E

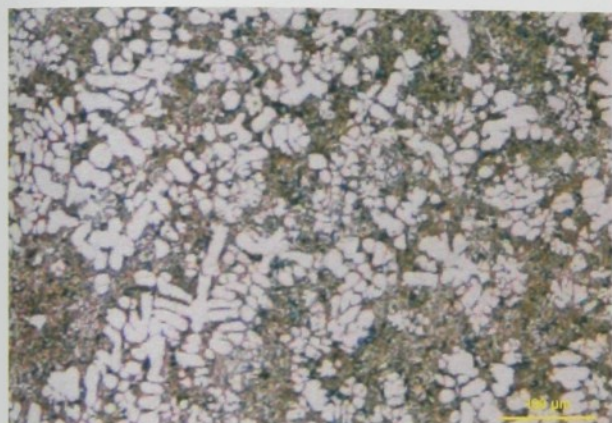
Dotlak 120 MPa (struktura leptána 0,5% roztokem HF)



Obr.P14-11 Řez A



Obr.P14-12 Řez B



Obr.P14-13 Řez C



Obr.P14-14 Řez D



Obr.P14-15 Řez E

Prohlášení

Byl jsem seznámen s tím, že na mou disertační práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb. o právu autorském, zejména § 60 - školní dílo.

Beru na vědomí, že Technická univerzita v Liberci (TUL) nezasahuje do mých autorských práv užitím mé doktorské práce pro vnitřní potřebu TUL.

Užiji-li disertační práci nebo poskytnu-li licenci k jejímu využití, jsem si vědom povinnosti informovat o této skutečnosti TUL; v tomto případě má TUL právo ode mne požadovat úhradu nákladů, které vynaložila na vytvoření díla, až do jejich skutečné výše.

Disertační práci jsem vypracoval samostatně s použitím uvedené literatury a na základě konzultací se svým školitelem disertační práce.

Declaration

I have been notified of the fact that Copyright Act No. 121/2000 Coll. applies to my dissertation in full, in particular Section 60, School Work.

I am fully aware that the Technical University of Liberec is not interfering in my copyright by using my dissertation for the internal purposes of TUL.

If I use my dissertation or grant a licence for its use, I am aware of the fact that I must inform TUL of this fact; in this case TUL has the right to seek that I pay the expenses invested in the creation of my dissertation to the full amount.

I compiled the dissertation on my own with the use of the acknowledged sources and on the basis of consultation with the head of the dissertation.

Datum / Date: 21.9.2006

Podpis / Signature :

Ira Horáková